



**Titre:** Évaluation des paramètres influençant les températures d'opération  
Title: des puits à colonne permanente

**Auteur:** Jacques Étienne Croteau  
Author:

**Date:** 2011

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Croteau, J. É. (2011). Évaluation des paramètres influençant les températures  
Citation: d'opération des puits à colonne permanente [Mémoire de maîtrise, École  
Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/700/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/700/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de  
recherche:** Philippe Pasquier, & Denis Marcotte  
Advisors:

**Programme:** Génie minéral  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

**Évaluation des paramètres influençant les températures d'opération des puits  
à colonne permanente**

JACQUES ÉTIENNE CROTEAU

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION

DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES

(GÉNIE MINÉRAL)

SEPTEMBRE 2011

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

Évaluation des paramètres influençant les températures d'opération des puits à colonne  
permanente

Présenté par : CROTEAU Jacques Étienne

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. KUMMERT Michaël, Ph. D., président

M. PASQUIER Philippe, Ph. D., membre et directeur de recherche

M. MARCOTTE Denis, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. RAYMOND Jasmin, Ph. D., membre

## DÉDICACE

*À toi Isabelle... et à la réalisation de nos maîtrises*

## REMERCIEMENTS

J'aimerais d'abord exprimer ma plus sincère gratitude à mon directeur de recherche, le professeur Philippe Pasquier, qui m'a permis de découvrir le domaine passionnant qu'est la géothermie. Ses précieux conseils m'ont guidé lors des trois dernières années de ma vie professionnelle et académique. Sa détermination, sa motivation, sa bonne humeur contagieuse et son sens analytique font de lui un professionnel passionné extrêmement inspirant. Merci pour votre disponibilité, votre patience et vos nombreux mots d'encouragement. J'adresse aussi des remerciements tout aussi sincères à mon codirecteur de recherche, le professeur Denis Marcotte. M. Marcotte a toujours été très généreux de son temps en n'hésitant pas à me fournir de longues explications me permettant de progresser. Sa vaste expérience en recherche et ses nombreux conseils m'ont grandement aidé à réaliser ce projet. Je tiens aussi à remercier les autres membres du jury, soient les professeurs Michaël Kummert et Raymond Jasmin pour le temps consacré à l'évaluation du présent travail.

J'adresse également mes salutations à mes anciens collègues chez Golder Associés qui m'ont fortement encouragé. Merci particulièrement à Pierre Groleau, Stéphane Voyer, Marie Gauthier, Thomas Ouellon et Isabelle Richard pour vos conseils, votre écoute et votre appui. J'aimerais remercier mes amis et collègues de l'École Polytechnique de Montréal. Merci pour vos savants trucs et conseils concernant l'utilisation des nombreux logiciels. Merci pour votre présence, votre bonne humeur et votre appui en général. J'adresse des remerciements particuliers à Josiane, Martine, Pier-Olivier, Maude, Véronique et Abderrezak.

J'aimerais finalement adresser ma plus sincère gratitude à Golder Associés, au CRSNG ainsi qu'au FQRNT pour leur soutien financier octroyé dans le cadre de la bourse BMP innovation. Cette recherche n'aurait pas été possible sans leur collaboration.

## RÉSUMÉ

Le Puits à Colonne Permanente (PACP), communément appelé « standing column well » par la communauté scientifique anglophone, est un type de puits géothermique utilisant l'eau souterraine comme fluide caloporteur. L'eau pompée à partir de la base du puits, généralement à l'aide d'une conduite de refoulement, est acheminée à un échangeur de chaleur avant d'être réintroduite au haut du puits, entre la conduite de refoulement et la paroi du forage. Bien que les PACPs soient généralement aménagés au sein de forages relativement profonds, la performance thermique de chaque puits est telle qu'elle permet d'importantes réductions des longueurs de forages totales requises pour une charge donnée par rapport aux systèmes géothermiques à boucles fermées. La réduction des longueurs de forages aura généralement un impact majeur sur les coûts de construction des systèmes géothermiques. Les modèles de PACP existant supposent généralement un aquifère homogène, isotrope où les températures des composantes de la matrice géologique sont en équilibre thermique quasi instantanées. Selon Banks (2008), ces hypothèses sont moins précises dans les milieux géologiques fracturés et lithifiés, généralement propices à l'implantation de PACPs. L'objectif principal de ce travail est de démontrer que la présence de zones fracturées peut avoir un impact non négligeable sur l'opération des PACPs.

L'approche proposée consiste à élaborer et valider un modèle numérique basé sur l'hypothèse d'un écoulement en milieu poreux équivalent. Ce modèle sera ensuite transformé afin d'y intégrer un horizon dont la conductivité hydraulique est nettement supérieure, représentant une zone de fractures. Les modèles développés seront soumis à une série de simulations afin d'illustrer leur fonctionnement et d'observer les paramètres influençant les températures d'opération.

Les simulations réalisées dans le cadre de cette étude ont permis de démontrer que la présence d'une seule zone de fractures peut avoir un effet bénéfique non négligeable sur les performances d'un PACP. Le modèle au milieu poreux équivalent et au milieu fracturé présentent des différences de température particulièrement importantes lorsqu'ils sont opérés à une saignée de 10 % à 20 %, correspondant d'ailleurs aux pourcentages typiques d'opération de la saignée. Plusieurs paramètres caractérisant le milieu géologique ont un impact considérable sur les performances du PACP en opération. Les paramètres ayant un impact important sur les températures du PACP sont la conductivité thermique et la conductivité hydraulique du milieu

géologique. L'analyse a démontré que la conductivité hydraulique avait un impact particulièrement important lors de l'opération du système en régime transitoire alors que sur une longue période de temps, les conditions thermohydrauliques aux abords du puits tendent à se stabiliser à une même température indépendamment de la conductivité hydraulique. Il est à noter que la conductivité hydraulique est le seul paramètre ayant un impact sur les rabattements au puits. Cet impact est toutefois majeur et il est donc recommandé d'effectuer une étude hydrogéologique afin de bien évaluer ce paramètre avant l'aménagement d'un PACP.

## **ABSTRACT**

A Standing column well (SCW) is a type of geothermal well which uses groundwater as its heat carrier fluid. The groundwater is usually pumped from the base of the well through a dip tube and sent through a heat exchanger before being reintroduced at the top of the well, in-between the dip tube and the borehole wall. Although SCWs are generally built within deep boreholes, the thermal performance of each well is such that, in comparison to closed loop geothermal wells, it allows a significant reduction in total required drilling depths for a given load. Reductions in total drilling depths will generally have a significant impact on the construction costs of geothermal systems. Existing SCW models generally assume a homogeneous and isotropic aquifer, where the components of the geological matrix are practically in instantaneous thermal equilibrium. According to Banks (2008), these assumptions are less accurate in geological formations characterised by fractured, lithified bedrock, which are generally the most favourable to SCW application. The objective of this work is to demonstrate that the presence of a fracture zone can have a significant impact on the operation of the SCW.

The proposed approach is to develop and validate a numerical model based on the assumption of flow in an equivalent porous media. The model will then be transformed to include a high hydraulic conductivity layer representing fractured bedrock. Since little information on the thermo-hydraulic response of SCWs is accessible to designers, the models will be subjected to a series of tests to illustrate their behaviour under various operating conditions.

This study demonstrates that the presence of a single fracture zone within the bedrock can have a significant beneficial effect on the performance of SCWs. Temperature differences between the porous medium model and the fractured model were particularly important when the SCW was operated at bleed ratios of 10 % to 20 %, corresponding to typical bleed percentages. Several parameters which characterise the geological medium have a significant impact on the performance of operating SCWs. The parameters having the most significant impact on operating temperatures are the thermal and hydraulic conductivities of the bedrock while porosity has little effect on these results. The analysis showed that hydraulic conductivity had a particularly significant impact while the operating system was in transient mode, prior to the settlement of the drawdown cone. However, over a long period of time, thermal-hydraulic conditions in the vicinity of the well tended to stabilize at the same temperature regardless of the hydraulic



conductivity. It should be noted that the hydraulic conductivity is the only parameter affecting the drawdown at the well. However, this impact is significant and it is therefore recommended to conduct a hydrogeological study to assess this parameter before the construction of a SCW.

## TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS .....	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT .....	VII
TABLE DES MATIÈRES .....	IX
LISTE DES TABLEAUX.....	XIII
LISTE DES FIGURES.....	XIV
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS .....	XVII
LISTE DES ANNEXES.....	XX
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Problématique.....	1
1.2 Choix du problème étudié .....	5
1.3 Objectif de l'étude.....	8
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE .....	9
2.1 Caractéristiques typiques des PACPs.....	9
2.1.1 Conduite de refoulement .....	9
2.1.2 Cuvelage.....	10
2.1.3 Saignée .....	10
2.1.4 Pompage et débits.....	11
2.1.5 Charges typiques .....	12
2.1.6 Rabattement.....	12
2.1.7 Espacement entre les puits .....	12
2.1.8 Échangeur à plaque .....	12

2.1.9	Maintenance .....	13
2.2	Comparaisons des différentes configurations de puits géothermiques .....	13
2.3	Qualité de l'eau souterraine.....	14
2.3.1	Entartrage, encrassage et corrosion.....	14
2.3.2	Paramètres physico-chimiques et indices.....	15
2.4	Modèles existants .....	17
2.4.1	Modèle de puits à tubages concentriques de Oliver et Braud .....	17
2.4.2	Modèle de PACP sans saignée de Yuill et Mikler .....	19
2.4.3	Modélisation par résistance thermique de Yavuzturk et Chiasson .....	22
2.4.4	Modèle numérique de Deng .....	22
2.4.5	Modèles tridimensionnels .....	24
2.4.6	Modèles analytiques .....	25
CHAPITRE 3	REPRÉSENTATION NUMÉRIQUE D'UN PACP.....	28
3.1	Géométrie du modèle .....	29
3.2	Écoulement en milieu poreux équivalent.....	31
3.2.1	Équations constitutives.....	31
3.2.2	Conditions frontière hydrauliques .....	32
3.2.3	Solution initiale .....	36
3.2.4	Paramètres hydrauliques .....	36
3.3	Transfert de chaleur.....	37
3.3.1	Équations constitutives.....	37
3.3.2	Conditions frontière thermiques.....	37
3.3.3	Solution initiale .....	43
3.3.4	Paramètres thermiques .....	43

3.4	Maillage et degré des éléments .....	44
3.4.1	Discrétisation numérique.....	44
3.4.2	Test d'indépendance du maillage.....	45
CHAPITRE 4	VÉRIFICATION DU MODÈLE NUMÉRIQUE .....	48
4.1	Paramètres physiques utilisés.....	49
4.2	Vérification du comportement hydraulique .....	51
4.2.1	Vérification du profil de vitesse verticale .....	52
4.2.2	Vérification du débit horizontal traversant la conduite de refoulement.....	55
4.2.3	Vérification du bilan de masse .....	56
4.3	Vérification du comportement thermique .....	58
4.3.1	Vérification des différences de températures entre EWT et LWT.....	58
4.3.2	Vérification du bilan d'énergie .....	61
CHAPITRE 5	ÉVALUATION DES COMPORTEMENTS THERMOHYDRAULIQUES DU PACP .....	64
5.1	Modélisation d'une zone de fractures .....	64
5.2	Illustration de comportements types .....	67
5.2.1	Simulation de circulation continue.....	67
5.2.2	Comparaison entre PACP et les modèles SLI et SCI en l'absence de saignée .....	68
5.3	Effet de la saignée sur l'opération du PACP.....	73
5.3.1	Comparaison des flux horizontaux traversant la paroi du forage en fonction de la saignée.....	73
5.3.2	Comparaison des températures d'opération en fonction de la saignée .....	78
5.3.3	Impact de la limite de la zone de captage.....	81
5.4	Étude paramétrique .....	82
5.4.1	Impact de la porosité .....	85

5.4.2	Impact de la conductivité hydraulique .....	87
5.4.3	Impact de la conductivité thermique .....	88
CHAPITRE 6	DISCUSSION .....	91
CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES.....		96
RÉFÉRENCES.....		99
ANNEXES .....		102

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2.1: Interprétation de l'indice ISR selon Carrier (1965). .....	16
Tableau 2.2: Interprétation de l'indice ISL selon Carrier (1965). .....	16
Tableau 4.1: Propriétés hydrauliques et thermiques utilisées. ....	50
Tableau 5.1: $\Delta EWT$ et rabattement en fonction des différentes combinaisons de paramètres d'essai pour le modèle poreux pour un essai d'une durée de 12 jours. ....	83
Tableau 5.2: $\Delta EWT$ et rabattement en fonction des différentes combinaisons de paramètres d'essai pour le modèle fracturé pour un essai d'une durée de 12 jours. ....	84
Tableau A.1: Paramètres physico-chimiques à évaluer et leur interprétation. ....	102
Tableau A.2: Vitesses verticales ascendante et descendante en fonction de la profondeur pour des saignées de 0 % et 100%. ....	106

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1: Illustration simplifiée d'un système à boucle ouverte en milieu rocheux. ....	2
Figure 1.2: Illustration simplifiée d'un système à boucle fermée. ....	4
Figure 1.3: Illustration simplifiée d'un système PACP.....	6
Figure 1.4: Composantes d'un système PACP, modifié d'après Spitler et al., 2002.....	7
Figure 2.1: Vue en élévation du puits à tubages concentriques, modifié d'après Oliver et Braud (1981). ....	18
Figure 2.2: Vue en plan montrant la coupe A-A du puits à tubages concentriques d'Oliver et Braud (1981). ....	18
Figure 2.3: Vue en élévation du profil hydraulique d'un PACP en pompage, sans saignée, modifié d'après Yuill et Mikler (1995). ....	21
Figure 3.1: Vue en élévation des composantes du modèle 2D radial modélisé à l'aide du logiciel COMSOL. ....	29
Figure 3.2: Illustration des conditions frontière du modèle hydraulique. ....	33
Figure 3.3: Illustration des phénomènes hydrauliques et de l'interaction entre la PAC et le PACP en opération. ....	34
Figure 3.4: Évolution du pourcentage de saignée couplé à la fonction Heaviside H en fonction de EWT. ....	35
Figure 3.5: Illustration des conditions frontières du modèle thermique. ....	38
Figure 3.6: Évolution des températures annuelles en fonction de la profondeur pour (a) 0 à 340 m de profondeur (b) et de 0 à 18 m de profondeur.....	41
Figure 3.7: Illustration de la condition frontière de température à 10 m de profondeur variable en fonction du temps. ....	42
Figure 3.8: Illustration du maillage utilisé pour (a) l'ensemble du domaine d'étude, (b) le haut du modèle à proximité du PACP et (c) aux abords de la base de la conduite de refoulement....	45
Figure 3.9: EWT observées en fonction du degré de liberté associé à différents cas de maillage.	46

Figure 3.10: Comparaison des résultats de charges hydrauliques (contours) et températures (surface) pour maillage triangulaire (en haut) et maillage quadrangulaire (en bas). ....	47
Figure 4.1: Profil de vitesse verticale en fonction de la profondeur pour deux scénarios de saignée. ....	53
Figure 4.2: Profil de débit horizontal traversant la conduite de refoulement pour deux scénarios de saignée. ....	55
Figure 4.3: Bilan de masse tendant vers zéro. ....	57
Figure 4.4: Profil de charge utilisé pour la simulation à charge variable sur trois jours. ....	59
Figure 4.5: Comparaison de LWT évalué numériquement et LWT calculé à l'aide de l'équation 3.12 en fonction du temps. ....	60
Figure 4.6: Somme des transferts thermiques aux sous-domaines (bleu) et aux frontières (rouge) en fonction du temps et bilan thermique résultant (noir). ....	62
Figure 5.1: Illustration du maillage utilisé pour le modèle intégrant une zone de fractures (a) pour l'ensemble du domaine d'étude, (b) aux abords de la zone de fractures. ....	66
Figure 5.2: Variation de température de l'eau en haut du puits ( $z=0$ m) et à la base de la conduite de refoulement ( $z=-300$ m) en fonction du temps pour le modèle poreux (en haut) et le modèle fracturé (en bas). ....	67
Figure 5.3: Variation de température du milieu en fonction de $r$ pour différentes profondeurs et comparaison avec les modèles source linéique infinie (SLI) et source cylindrique infinie (SCI) pour le modèle poreux après trois jours d'injection. ....	70
Figure 5.4: Variation de température du milieu en fonction de $r$ pour différentes profondeurs et comparaison avec les modèles source linéique infinie et source cylindrique infinie pour le modèle fracturé après trois jours d'injection. ....	71
Figure 5.5: Profil des flux horizontaux du modèle poreux à $r=r_b$ en régime permanent (a) pour différents scénarios de saignée et (b) agrandissement pour une saignée nulle. ....	74
Figure 5.6: Profil des flux horizontaux du modèle fracturé à $r=r_b$ en régime permanent (a) pour différents scénarios de saignée et (b) agrandissement pour une saignée nulle. ....	75



Figure 5.7: Flux horizontaux du modèle fracturé le long de la zone de fractures à $r=r_b$ en régime permanent pour différents scénarios de saignée.....	77
Figure 5.8: Variation de EWT en fonction du temps pour le modèle poreux (traits pleins) et le modèle fracturé (traits pointillés) pour différents pourcentages de saignée.....	78
Figure 5.9: Variation du rabattement en fonction du temps pour le modèle poreux (traits pleins) et le modèle fracturé (traits pointillés) pour différents pourcentages de saignée.....	80
Figure 5.10: Variation de $\Delta EWT$ en fonction de la porosité pour différentes valeurs de conductivité thermiques ( $k_r$ ) et une conductivité hydraulique ( $K_r$ ) de $1 \times 10^{-6}$ m/s pour les modèles poreux (traits pleins) et fracturé (traits pointillés) à $t=12$ jours. ....	86
Figure 5.11: Variation de EWT en fonction du temps pour différentes valeurs de conductivité hydrauliques ( $K_r$ ) et une conductivité thermiques ( $k_r$ ) de 2 W/m·K pour le modèle poreux (traits pleins) et le modèle fracturé (traits pointillés). ....	87
Figure 5.12: $\Delta EWT$ en fonction de la conductivité thermique ( $k_r$ ) pour différentes valeurs de conductivité hydrauliques ( $K_r$ ) et une porosité de $5 \times 10^{-2}$ pour le modèle poreux (traits pleins) et le modèle fracturé (traits pointillés). ....	89
Figure A1: Température de l'eau sortant du PACP et rabattement correspondant en fonction du temps pour le modèle poreux pour une limite de la zone de captage du PACP de 25 m et 50 m.....	109
Figure A2: Charge hydraulique en fonction de la distance radiale au centre du PACP pour le modèle poreux pour une limite de la zone de captage du PACP de 25 m et 50 m. ....	110

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

### Lettres Romaines

$A$	Aire [ $L^2$ ]
COMSOL	Logiciel COMSOL Multiphysics 3.5a
$C_p$	Chaleur spécifique [ $L^2 \cdot t^{-2} \cdot T^{-1}$ ]
$D$	Diamètre [ $L$ ]
EDC	Échangeur de chaleur
EWT	Température de l'eau sortant du puits à colonne permanente [ $T$ ]
$f$	Facteur de friction
$g$	Accélération gravitationnelle [ $L \cdot t^{-2}$ ]
$g_g$	Gradient géothermique [ $T \cdot L^{-1}$ ]
$G_f$	Facteur d'eau souterraine
$h$	Charge hydraulique [ $L$ ]
$h_i$	Coefficient de convection [ $M \cdot t^{-3} \cdot T^{-1}$ ]
$H_p$	Mi-distance entre le fond du puits et la base du forage [ $L$ ]
ISR	Indice de stabilité de Ryznar
ISL	Indice de stabilité de Langelier
$k$	Conductivité thermique [ $M \cdot L \cdot t^{-3} \cdot T^{-1}$ ]
$K$	Conductivité hydraulique [ $L \cdot T^{-1}$ ]
LWT	Température de l'eau sortant du PACP [ $T$ ]
$\dot{m}$	Débit massique [ $M \cdot t^{-1}$ ]
MDDEP	Ministère du Développement Durable, Environnement et des Parcs
$n$	Porosité

ORP	Potentiel d'oxydoréduction
$p$	Pression interstitielle [ $M \cdot L^{-1} \cdot t^{-2}$ ]
P	Période [t]
PAC	Pompe à chaleur
PACP	Puits à colonne permanente
PEHD	Polyéthylène à haute densité
Pr	Nombre de Prandtl
PVC	Polychlorure de vinyle
$q$	Charge thermique par unité de longueur du puits [ $M \cdot L \cdot t^{-3}$ ]
$r$	Rayon [L]
$R$	Rayon d'influence [L]
$R_b$	Résistance thermique équivalente [ $T \cdot t^3 L^{-1} M^{-1}$ ]
Re	Nombre de Reynolds
SCI	Source cylindrique infinie
SLI	Source linéique infinie
$S$	Emmagasinement spécifique [ $L^{-1}$ ]
$S_s$	Coefficient d'emmagasinement
t	Temps [t]
T	Température [T]
$T_0$	Amplitude de la variation saisonnière de température [T]
TDS	Solides totaux dissous
$u$	Vitesse moyenne [ $L \cdot t^{-1}$ ]
v	Vitesse de Darcy [ $L \cdot t^{-1}$ ]
z	Profondeur [L]

**Alphabet grec**

$\alpha$	Diffusivité thermique [ $L^2 \cdot t^{-1}$ ]
$\mu$	Viscosité dynamique [ $M \cdot L^{-1} \cdot t^{-1}$ ]
$\rho$	Masse volumique [ $M \cdot L^{-3}$ ]

**Fonctions du logiciel COMSOL Multiphysics 3.5a**

<i>flc2hs</i>	Fonction de lissage Heaviside utilisée dans COMSOL
---------------	--

**Indices**

<i>dec</i>	Décalage
<i>f</i>	Réfère aux propriétés du fluide
<i>in</i>	Réfère au fluide ascendant entrant à la pompe à chaleur
<i>lim</i>	Réfère à la température limite d'activation de la saignée [T]
<i>out</i>	Réfère au fluide sortant de la pompe à chaleur, descendant dans le puits
<i>p</i>	Réfère aux propriétés du PVC
<i>r</i>	Réfère aux propriétés du roc

**Dimensions des variables**

L	Longueur
M	Masse
t	Temps
T	Température

## **LISTE DES ANNEXES**

ANNEXE 1: Interprétation des paramètres physico-chimiques de l'eau souterraine .....	102
ANNEXE 2: Vitesses verticales à l'intérieur du PACP en fonction de la profondeur pour saignée de 0% et 100% .....	106
ANNEXE 3: Influence de l'éloignement de la limite de la sonde de captage du PACP .....	109

## CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Depuis la révolution industrielle, l'homme a principalement développé des technologies énergétiques reposant sur la combustion de matières fossiles. Encore aujourd'hui, la plupart des nations ont recours à ces technologies largement responsables des émissions de gaz à effet de serre. La problématique du réchauffement climatique et l'augmentation des coûts liés à l'exploitation des ressources énergétiques fossiles incitent la communauté scientifique vers la recherche d'alternatives en matière de production et d'économies d'énergie.

La géothermie est une technologie qui exploite l'énergie thermique naturellement emmagasinée dans la croûte terrestre ainsi que la capacité d'un milieu géologique à échanger de la chaleur. Selon le United States Environmental Protection Agency (USEPA, 2001) l'énergie géothermique représente une source d'énergie propre et renouvelable sous-utilisée qui montre un potentiel énorme. Malgré le fait que cette ressource soit utilisée depuis plus de trente ans, la géothermie gagne en popularité. Selon un rapport publié par la Coalition Canadienne de l'Énergie Géothermique (CCEG, 2010), l'industrie canadienne de la géothermie a connu une croissance importante au cours des cinq dernières années. En effet, le marché de la géothermie s'est accru de 40 % par an en 2005 puis de 60 % par an entre 2006 et 2008. Pour des raisons aussi bien économiques qu'environnementales, la géothermie est appelée à prospérer rapidement.

### 1.1 Problématique

Selon Banks (2008), les systèmes géothermiques exploités actuellement sont divisés en deux grandes catégories, soient les systèmes à *boucle(s) ouverte(s)* et les systèmes à *boucle(s) fermée(s)*<sup>1</sup>. Les systèmes à boucle ouverte (voir figure 1.1) sont composés de puits de captage à partir duquel on pompe l'eau d'un aquifère pour l'acheminer à travers un échangeur de chaleur (EDC). Cet échangeur, généralement composé d'un échangeur à plaque et de pompes à chaleur (PAC), effectue un échange thermique entre l'eau souterraine pompée et le bâtiment. Cet échange permet soit d'extraire ou de charger la chaleur au fluide pompé afin de répondre aux besoins

---

1 Dorénavant, l'utilisation des termes au singulier « boucle ouverte » et « boucle fermée » servira également à l'appellation de systèmes comportant plusieurs puits ou boucles géothermiques.

thermiques d'un bâtiment en période de chauffage ou de climatisation respectivement. L'effluent de l'EDC est ensuite rejeté à l'égout ou réintroduit dans le milieu géologique via un ou plusieurs puits d'injection. La figure 1.1 ci-dessous illustre le fonctionnement d'un système à boucle ouverte comprenant un puits d'injection<sup>2</sup>.

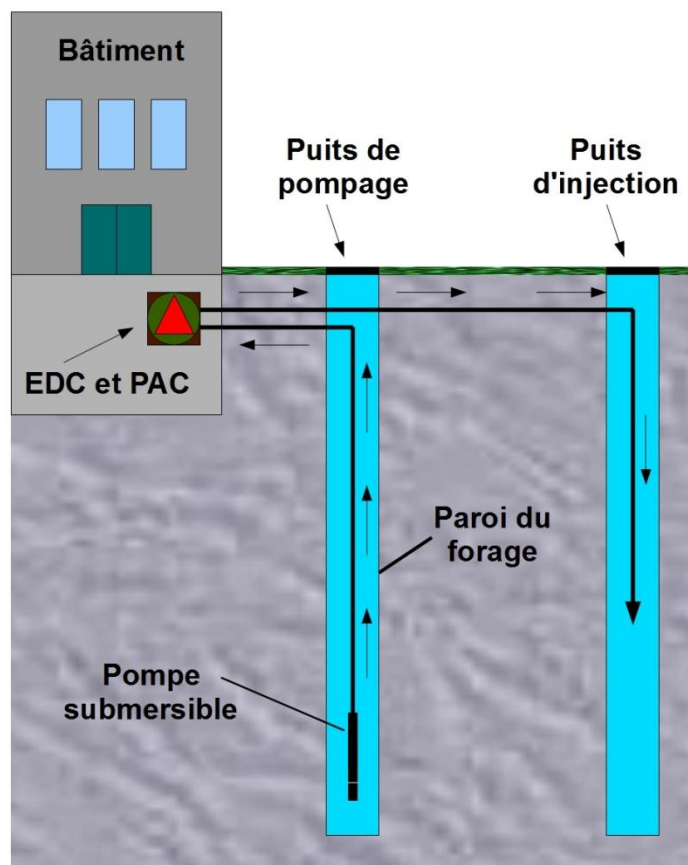


Figure 1.1: Illustration simplifiée d'un système à boucle ouverte en milieu rocheux.

L'utilisation de ce type de système causera inévitablement un rabattement de la nappe phréatique dans le milieu géologique si l'eau pompée n'est pas réinjectée à proximité du point de pompage.

---

<sup>2</sup> À noter que dorénavant l'expression boucle ouverte sera utilisée pour désigner tout système géothermique où l'eau souterraine, directement puisée d'un milieu géologique, est utilisée comme fluide caloporteur.

Les impacts sur la qualité et la quantité d'eau souterraine pompée doivent être évalués. L'implantation de ce type de système requiert généralement une étude hydrogéologique.

Les systèmes à boucle fermée (voir figure 1.2) sont généralement construits à la verticale dans des puits. Les systèmes à boucle fermée verticale, représentent 52,5 % des installations géothermiques au Canada en 2009 (CCEG, 2010). Chaque puits géothermique est généralement composé d'un forage vertical dans lequel est installée une boucle de polyéthylène haute densité (PEHD). L'espace annulaire entre la paroi du forage et la boucle est généralement comblé par un matériau favorisant l'échange thermique vers le milieu géologique. Lors de l'opération du système, un fluide, généralement composé d'un antigel en solution, est véhiculé à l'intérieur de la boucle entre le milieu souterrain et une thermopompe.

Le transfert de chaleur dans ces systèmes est principalement effectué par conduction au sein du milieu géologique, sous l'effet d'une différence de température entre le milieu géologique et le fluide caloporteur. En considérant que l'eau souterraine se déplace généralement à des vitesses peu élevées en milieux géologiques, il est courant d'assumer que le transfert de chaleur dans ce type de système se produit principalement par conduction à même la matrice solide-liquide composant le puits et le milieu géologique. Étant donné la forte résistance thermique associée aux matériaux composant le puits et le milieu géologique, qui sont généralement peu conducteurs, ces systèmes requièrent d'importantes longueurs de forages par rapport aux systèmes à boucle ouverte pour fournir une même charge thermique. Le principe de fonctionnement d'un système à boucle fermée est illustré à la figure 1.2.



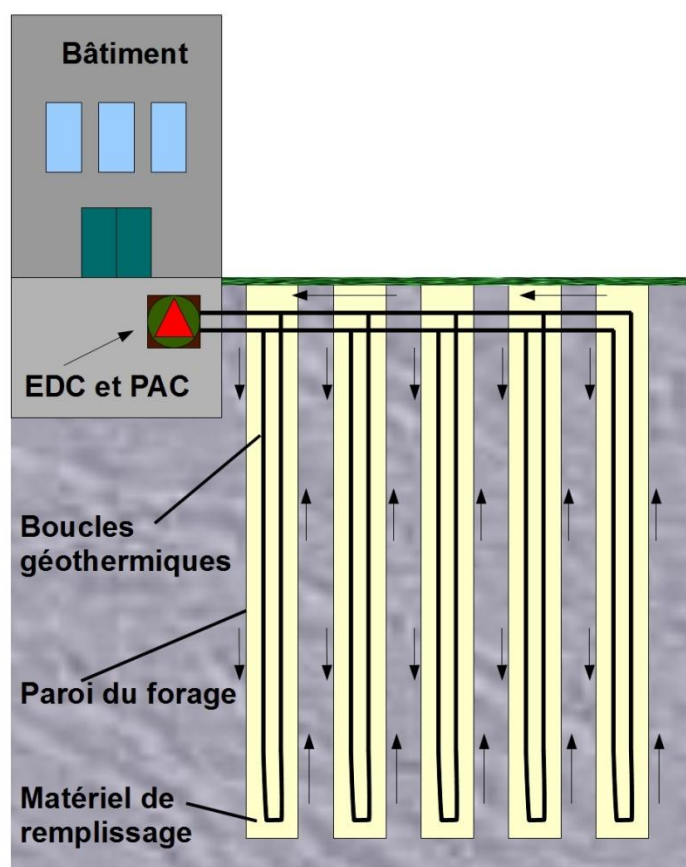


Figure 1.2: Illustration simplifiée d'un système à boucle fermée.

Lors de l'opération d'un système à boucle fermée, le fluide caloporteur demeure isolé du milieu géologique en tout temps durant l'opération. Ceci empêche les échanges physiques directs entre le fluide et l'environnement. De plus, ces systèmes sont reconnus pour leur longue durée de vie et des coûts de maintenance relativement peu élevés. Toutefois, selon Sachs et Dinse (2000), bien que les systèmes à boucle fermée soient communs et fiables, l'achat des matériaux, le coût des forages ainsi que le coût de la main-d'œuvre pour la construction des puits, font en sorte qu'ils sont jusqu'à deux fois plus dispendieux à construire que les systèmes à boucle ouverte.

Autant pour des raisons d'économies d'énergie qu'environnementales, la géothermie est en pleine croissance partout à travers le monde. Cette croissance est cependant ralentie par l'investissement initial considérable lié au forage et à la construction de tels systèmes (Yavuzturk

et Chiasson, 2002). Ces coûts élevés peuvent mener à des périodes de retour sur l'investissement variant d'environ 4 à 20 ans selon le lieu, le coût de l'électricité et des énergies fossiles ou le type de conception envisagée. La majeure partie des coûts est liée au forage et à l'aménagement des puits géothermiques. Ainsi, toute technologie permettant de réduire les longueurs de forages permettrait de réduire les périodes de retour sur l'investissement et de favoriser la démocratisation de cette technologie verte.

## 1.2 Choix du problème étudié

Le *Puits à colonne permanente* (PACP), aussi nommé « Puits vertical à colonne montante » (Gagnon, 2008), « Vertical open-hole, concentric-tube thermal well » (Yuill et Mikler, 1995), « Standing Column Well », « Turbulent well », « Energy well », « Concentric well », « Recirculating well », « Geo-well », « Thermal well » et « closed-loop, open-pipe system » (Spitler et al., 2002), est une technologie de puits géothermiques peu répandue au Canada. Celle-ci permet des rendements supérieurs aux technologies existantes à la fois en termes de performance et de coûts de construction (Deng, 2004). Comme le système à boucle ouverte, le PACP (voir figure 1.3) est composé de puits d'extraction à partir desquels l'eau souterraine est pompée du puits et de l'aquifère vers un échangeur de chaleur typiquement muni d'une PAC. Cependant, contrairement à un système à boucle ouverte conventionnel, l'eau pompée du PACP est réinjectée à même le puits de pompage suite à son passage au travers de l'échangeur de chaleur.

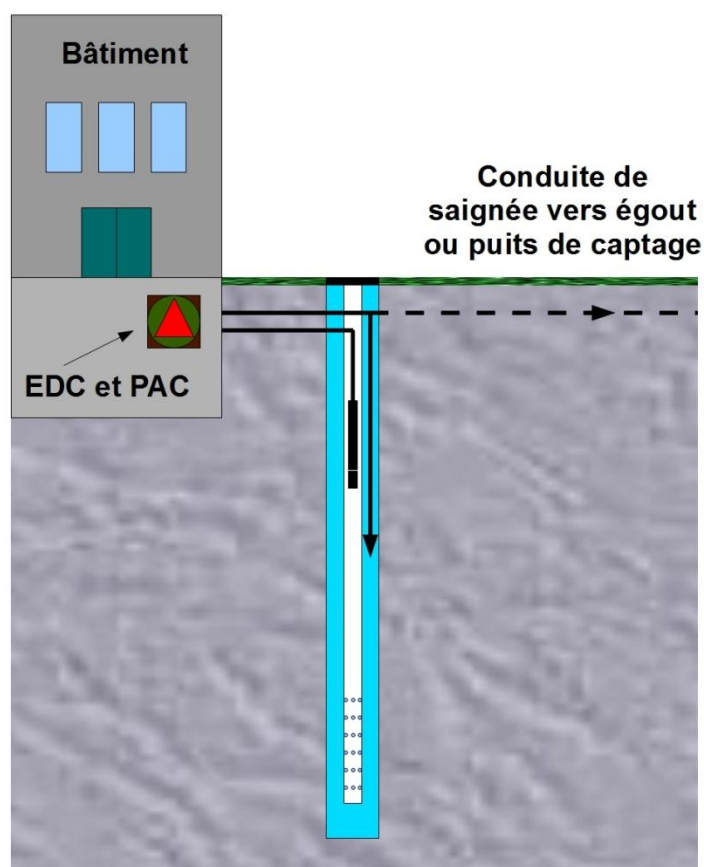


Figure 1.3: Illustration simplifiée d'un système PACP.

Il est fréquent lors de l'opération des PACPs qu'un certain pourcentage de l'eau à l'effluent de l'échangeur de chaleur soit éjecté du système soit par décharge à l'égout ou via un puits d'injection. Ce rejet, appelé *saignée*, que nous verrons plus en détail à la section 2.1.3, favorise la venue d'eau en provenance du milieu géologique et conséquemment, un apport d'énergie par advection, ce qui stabilise les températures de l'eau à l'intérieur du puits.

Le fonctionnement et les diverses composantes d'un PACP sont illustrés aux figures 1.3 et 1.4.

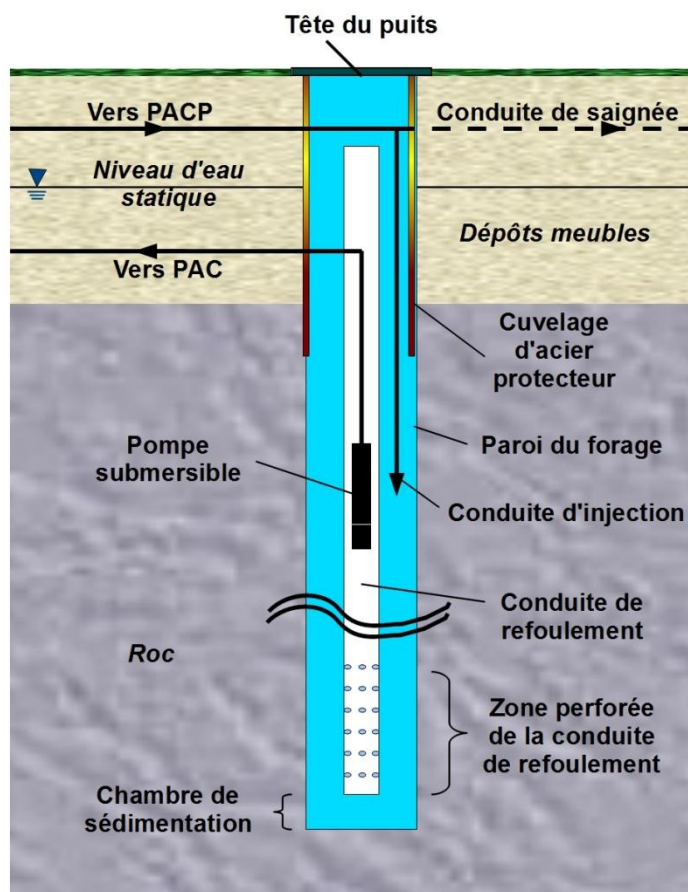


Figure 1.4: Composantes d'un système PACP, modifié d'après Spitler et al., 2002.

Le fait de réintroduire l'eau pompée à même le puits de captage procure au PACP certains avantages par rapport à un puits standard à boucle ouverte. Selon Ng et al. (2009), l'aquifère n'a pas besoin d'être aussi productif puisque l'opération du système repose essentiellement sur l'emmagasinement de l'eau dans le puits. De plus, la réinjection permet de maintenir le niveau d'eau dynamique près des niveaux statiques, ce qui favorise la stabilité du milieu géologique par le maintien d'une pression interstitielle et d'une charge hydraulique relativement constante aux abords du puits en opération. Il est à noter que certains PACPs installés en Nouvelle-Angleterre sont utilisés comme puits d'alimentation en eau potable (Orio et al., 2005). Cette pratique ne sera cependant pas considérée dans ce travail.

Bien que les PACPs soient utilisés depuis plus d'une dizaine d'années en Nouvelle-Angleterre, la littérature scientifique est relativement peu abondante sur le sujet. De plus, peu de ressources permettant de modéliser les PACPs sont à la disposition des concepteurs, et ce malgré le fait que les PACPs correspondent à un domaine actif de la recherche en géothermie. À l'heure actuelle, l'élaboration de ces systèmes se fait généralement à l'aide de méthodes empiriques. Les modèles existants seront cependant présentés au prochain chapitre.

### 1.3 Objectif de l'étude

La plupart des articles scientifiques traitant des PACPs portent sur la description de systèmes implantés avec succès (Orio et al., 2005). Les quelques modèles numériques élaborés à ce jour permettent de prédire les températures d'entrée et de sortie d'eau d'un PACP en opération. Cependant, ces modèles considèrent plusieurs hypothèses simplificatrices qui peuvent affecter la validité du modèle. D'ailleurs, Banks (2008) mentionne que les modèles de PACP existants supposent généralement un aquifère homogène, isotrope où les températures des composantes de la matrice géologique sont en équilibre thermique quasi instantanée. L'auteur ajoute que ces hypothèses sont moins précises dans les milieux géologiques fracturés et lithifiés, généralement propices à l'implantation de PACPs.

Ainsi, les principaux objectifs de ce mémoire sont :

1. dresser un portrait de l'ensemble des méthodes empiriques et données typiques concernant la conception d'un PACP;
2. développer un modèle numérique, basé sur l'hypothèse d'un écoulement en milieu poreux équivalent, simulant les comportements thermohydrauliques d'un PACP opérant en régime transitoire;
3. illustrer le comportement thermique et hydraulique d'un PACP pour diverses conditions d'opération;
4. comparer les performances entre le modèle développé et un modèle intégrant l'écoulement en milieu fracturé afin d'évaluer l'impact de l'hypothèse d'écoulement en milieu poreux équivalent.

## **CHAPITRE 2    REVUE DE LITTÉRATURE**

### **2.1 Caractéristiques typiques des PACPs**

Orio et al. (2005) décrivent plusieurs caractéristiques typiques concernant la conception, l'installation et l'opération des PACPs construits et opérés avec succès en Nouvelle-Angleterre. Ils soulignent que les endroits où les PACPs ont été implantés avec succès sont typiquement caractérisés par un roc sain, cristallin, peu profond et peu friable. Ce type de milieu géologique est généralement composé de roches ignées ou métamorphiques. L'auteur ajoute qu'un site propice à l'implantation de PACPs doit avoir une eau souterraine de bonne qualité (voir section 2.3) et que la nappe phréatique doit idéalement être située à proximité de la surface.

Un PACP typique est aménagé dans un forage de 0,152 m (6 po.) de diamètre nominal et d'une profondeur de 150 m (500 pi.) pour des applications résidentielles (Orio et al., 2005; Yavuzturk et Chiasson, 2002) et de 300 m (1000 pi.) pour des applications commerciales ou industrielles (Sachs et Dinse, 2000). Cependant, certains puits de profondeurs excédant 450 m de profondeur ont été opérés avec succès pour certains projets.

Selon Deng et al. (2004; 2005), et O'Neill et al. (2006) les paramètres de conception ayant le plus d'influence sur la performance du PACP sont :

- la profondeur du PACP;
- le taux de saignée;
- la conductivité thermique du roc;
- la conductivité hydraulique du roc;

Notons que Rees et al. (2004) ont aussi démontré que le pourcentage de saignée est le paramètre de conception ayant le plus d'impact sur la performance du PACP après sa profondeur.

#### **2.1.1 Conduite de refoulement**

Selon Oliver et Braud (1981), l'utilisation d'une conduite de refoulement composée de matériaux isolants permet de minimiser les échanges thermiques indésirables entre l'eau de part et d'autre du tube interne. Ainsi, une conduite moins conductrice tend à favoriser une meilleure

performance du système. Selon Orio et al. (2005), le polychlorure de vinyle (PVC) est utilisé pour sa faible conductivité thermique par rapport à d'autres types de polymères. Les conduites de refoulement sont généralement d'un diamètre nominal de 4 po., soit un rayon intérieur de 0,0508 m et extérieur de 0,0571 m (Rehau Inc., 2003). La conduite est typiquement perforée de trous de 1 po. de diamètre nominal le long des 12 derniers mètres de sa base afin de favoriser l'acheminement de l'eau vers le système de pompage (Orio et al., 2005).

### **2.1.2 Cuvelage**

Selon Collins et al. (2002), le Département des Ressources Minérales de l'état de New-York exige que le cuvelage soit enfoncé dans le roc compétent sur une profondeur de 22,9 m (75 pi.) à moins qu'il y ait évidence de roc non fracturé. Une profondeur minimale d'enfoncement du cuvelage de 10,7 m (35 pi.) est alors exigée.

### **2.1.3 Saignée**

Tel que mentionné à la section 1.2, la saignée est utilisée dans la plupart des PACPs. Celle-ci permet de conditionner la température de l'eau entrant aux PACs, soit en réduisant la température de l'eau en mode climatisation ou en empêchant l'eau d'approcher des limites inférieures d'opération de la PAC et du point de fusion de l'eau en mode chauffage. La saignée contribue ainsi à optimiser le rendement des PAC via l'augmentation de leur coefficient de performance (COP). Selon Rees et al. (2004), la saignée permet aussi de diminuer la profondeur du PACP.

Deux modes d'activation de la saignée sont généralement employés, soit la méthode d'insensibilité, appelée « *Dead band* » en anglais, ou la méthode par différence de température. La méthode d'insensibilité implique l'activation/désactivation de la saignée lorsque la température de l'eau entrant à la PAC atteint une limite prescrite. Selon Deng (2004), ce type de saignée est typiquement activé en mode chauffage lorsque l'eau entrant à la PAC atteint une température de 5,83°C (42,5°F) et désactivée lorsqu'une température de 8,6°C (47,5°F) est atteinte. En mode climatisation, la saignée est activée lorsque l'eau entrant à la PAC atteint une température de 29,2°C (84,5°F) et désactivée lorsqu'une température de 26,4°C (79,5°F) est atteinte. La méthode par différence de température implique la mise en fonction de la saignée lorsque la différence de température entre l'eau entrant et sortant à la PAC excède 4,6°C (8,3°F) (Deng, 2004).

Selon Banks (2008), la saignée est typiquement de l'ordre de 0 % à 30 %, bien que la majorité des auteurs décrivent une saignée de l'ordre de 0 % à 15 % (Abu-Nada et al., 2008; Deng, 2004; Deng et al., 2005; Orio et al., 2005; Rees et al., 2004). Spitler et al. (2002) ont d'ailleurs démontré à l'aide d'une analyse paramétrique qu'une saignée au-delà de 10 % procure peu d'amélioration à la performance d'un système. Ils notent cependant qu'une saignée au-delà de 10 % peut parfois être essentielle afin d'éviter le gel de l'eau d'un PACP.

### 2.1.4 Pompage et débits

Généralement, chaque PACP est muni d'une pompe submersible située sous le niveau d'eau dynamique, soit à la base ou en haut du forage. L'installation d'une pompe à la base du forage est généralement effectuée pour des projets résidentiels dont les puits sont relativement peu profonds. Pour les puits plus profonds ou pour un système où plusieurs PACPs sont pompés simultanément, la pompe est généralement aménagée en haut du puits. Cette alternative exige l'utilisation d'un tubage de refoulement afin de récupérer l'eau à partir de la base du puits. Le positionnement de la pompe au haut du puits permet de minimiser la longueur du câble électrique alimentant la pompe.

Il est à noter que bien que cette option ne soit pas discutée davantage dans le présent ouvrage, il est possible de munir un champ de PACP d'un système de pompage centralisé (Yavuzturk et Chiasson, 2002).

Selon Yuill et Mikler (1995), les débits typiques d'un PACP opérant sans saignée sont de l'ordre de 0,027 L/(kW·s) à 0,036 L/(kW·s) (1,5 gpm/tonne à 2 gpm/tonne)<sup>3</sup>. Selon Orio, et al. (2005), le pompage se fait généralement à l'aide d'une pompe submersible d'une capacité de 0,054 L/(kW·s) (3 gpm/tonne). De plus, ils suggèrent de dimensionner les conduites d'alimentation et de retour à la PAC afin d'obtenir une vitesse d'écoulement de l'ordre de 1,5 m/s (5 pi/s).

---

<sup>3</sup> À noter que l'unité de volume 'gallon' utilisée dans l'ensemble du texte réfère à des gallons américains et non à des gallons impériaux.



### **2.1.5 Charges typiques**

Selon Banks (2008), un PACP typique opère à des conditions de chargement de l'ordre de 2,6 m/kW à 7,4 m/kW, soit à une valeur médiane de 4,8 m/kW. Collins et al. (2002) indiquent des valeurs de 4,3 m/kW à 5,2 m/kW, Orio et al. (2005) signalent des valeurs de 4,3 m/kW à 5,3 m/kW, Ni et al. (2006) indiquent des valeurs de 3,3 m/kW à 4,4 m/kW alors que Sachs et Dinse (2000) parlent plutôt de valeurs typiques de l'ordre de 4,3 m/kW à 6,5 m/kW. Selon Collins et al. (2002), un PACP peut être conçu sans étude préliminaire du site. L'auteur affirme qu'un puits de 1500 pi. (457,2 m) peut fournir des charges de l'ordre de 35 à 40 tonnes, soit l'équivalent de 3,25 m/kW à 3,71 m/kW.

### **2.1.6 Rabattement**

Dans sa thèse, Deng (2004) indique que le rabattement maximal d'un puits PACP sans saignée est d'environ 1 m. Selon l'auteur, ce rabattement peut être considéré comme étant négligeable considérant la profondeur importante des PACPs.

### **2.1.7 Espacement entre les puits**

Selon Orio et al. (2006), il est commun de supposer qu'un espacement au-delà de 15,2 m (50 pi.) permet de négliger l'influence thermique d'un puits sur son voisin. Collins et al. (2002) recommandent de respecter un espacement typique de 15,2 m à 22,9 m (50 pi. à 75 pi.) entre chaque PACP.

### **2.1.8 Échangeur à plaque**

Selon Sachs et Dinse (2000), certains problèmes liés à la qualité de l'eau souterraine, décrits à la section 2.3, peuvent compromettre le fonctionnement des PACPs. Ils indiquent d'ailleurs que les systèmes à boucle ouverte sont généralement munis d'un échangeur à plaque. Ce type d'échangeur permet d'isoler l'eau pompée de la thermopompe. Ces échangeurs peuvent être nettoyés ou remplacés, permettant d'éviter de changer l'ensemble de la thermopompe lors des opérations de maintenance. Selon Kavanaugh et Rafferty (1997), bien que l'installation de l'échangeur à plaque implique des coûts initiaux supérieurs, soit de l'ordre de 14,22 \$/kW (50 \$/tonne), leur utilisation engendre des coûts de maintenance et de remplacement nettement inférieurs.

### 2.1.9 Maintenance

Selon Orio et al. (2006) les coûts associés à la maintenance d'un système à PACPs par unité de surface d'un bâtiment sont de l'ordre  $0,915 \text{ \$/m}^2$  ( $0,085 \text{ \$/pi.}^2$ ) par année.

## 2.2 Comparaisons des différentes configurations de puits géothermiques

Bien que peu d'information soit à la disposition des concepteurs des PACPs, plusieurs articles comparent cette technologie à d'autres types de puits géothermiques existants.

Selon Yuill et Mikler (1995), la surface disponible au transfert thermique par PACP est environ deux fois plus importante que pour un puits standard à boucle fermée. De plus, contrairement à ce dernier type de puits, la disposition du PACP permet d'éliminer la résistance thermique associée aux matériaux peu conducteurs composant le puits. Selon ces auteurs, la turbulence, causée par la déviation de l'eau à partir des parois irrégulières du puits, amplifie la vitesse d'écoulement à proximité de la paroi et favorise les échanges thermiques par convection entre l'eau du puits et ses parois. L'ensemble de ces phénomènes favorise grandement les performances du PACP en permettant une réduction de sa résistance thermique équivalente. D'ailleurs, Yavuzturk et Chiasson (2002) affirment que la résistance thermique du PACP sans saignée ( $0,0022 \text{ m}\cdot\text{K/W}$ ) est d'environ 1,6 % celle d'un puits conventionnel à boucle fermée ( $0,1405 \text{ m}\cdot\text{K/W}$ ).

Li et al. (2007) ont étudié un type de PACP dans lequel un bouchon est introduit dans l'espace annulaire entre la paroi du forage et le tube de refoulement, à mi-hauteur entre la base du cuvelage et le fond du puits. Ce bouchon permettrait d'accentuer les échanges hydrauliques entre le PACP et le milieu géologique, favorisant du même coup les échanges thermiques entre les deux milieux. Ils notent que le modèle de puits étudié est plus performant qu'un PACP standard.

Selon Yuill et Mikler (1995), pour les mêmes conditions hydrogéologiques et les mêmes charges requises, le PACP permet des réductions de l'ordre de 40 % sur les longueurs de forages nécessaires par rapport aux systèmes à boucle fermée. Yavuzturk et Chiasson (2002) affirment que même en négligeant la saignée, les PACPs permettent une réduction de 36 % de la longueur de forage requise par rapport au système à boucle fermée pour une même demande en

chauffage/climatisation. O'Neil et al. (2006) ont démontré qu'en comparaison avec les systèmes à boucle ouverte, les PACPs permettent une réduction des longueurs de forages de l'ordre de 25 % à 65 % pour un système sans saignée, de 49 % à 78 % pour un système avec saignée, des réductions des coûts de construction de 31.5 % et de 53.6 % avec et sans saignée respectivement, et des réductions des coûts globaux sur une période de 20 ans d'au moins 26.5 % et 16.7 % pour des systèmes avec et sans saignée respectivement.

## **2.3 Qualité de l'eau souterraine**

Tel que mentionné à la section 1.2, certains PACPs installés en Nouvelle-Angleterre sont utilisés comme puits d'alimentation en eau potable. L'objectif de cette section est de présenter les problèmes opérationnels liés à la qualité de l'eau de pompage et non à la qualité de l'eau propice à la consommation. Ainsi, l'étude des paramètres physico-chimiques pour un puits d'alimentation en eau potable ne sera pas étudiée davantage dans le cadre de ce travail. Le lecteur est invité à consulter le site du Ministère du Développement Durable, Environnement et des Parcs (MDDEP) ainsi que les normes municipales applicables pour plus d'information à ce sujet (MDDEP, 2002).

### **2.3.1 Entartrage, encrassage et corrosion**

Rafferty (2004) décrit les problèmes typiques liés à la qualité de l'eau souterraine pour des systèmes géothermiques à boucle ouverte ainsi que certaines procédures d'entretien nécessaires au maintien d'un système optimal. L'eau souterraine est généralement en équilibre chimique avec son milieu ambiant. L'application d'un pompage et d'un échange de chaleur au milieu implique la modification des conditions de températures, de pression et de concentrations en oxygène et en dioxyde de carbone dissous. Ces changements influenceront, entre autres, la solubilité de certains ions ainsi que le potentiel de développement bactérien dans le milieu. L'auteur décrit trois principaux problèmes liés à l'utilisation de l'eau souterraine en géothermie :

- l'entartrage, causé par la précipitation du carbonate de calcium ( $\text{CaCO}_3$ );
- la corrosion des composantes internes du système;
- l'encrassage, causé par la précipitation de dépôts ferreux en présence de bactéries réductrices de fer.

Ces problèmes risquent d'engendrer un colmatage graduel du puits et de la crépine en modifiant leurs propriétés hydrauliques. De plus, ces dépôts réduiront significativement la capacité de transfert thermique des PACs et/ou de l'échangeur à plaque (Kavanaugh et Rafferty, 1997).

Ainsi, l'implantation d'un système à boucle ouverte, tel un PACP, nécessite la détermination des caractéristiques physico-chimiques de l'eau souterraine à pomper afin de quantifier les risques de dégradation, de prévoir les besoins de maintenance du système et surtout, d'évaluer l'applicabilité d'un tel système.

Kavanaugh et Rafferty (1997) suggèrent une série d'analyses chimiques permettant de caractériser l'eau souterraine afin de gérer le risque lié à ces divers problèmes et d'éclairer l'ingénieur quant au type de système géothermique à implanter.

### **2.3.2 Paramètres physico-chimiques et indices**

Tel que suggéré par Kavanaugh et Rafferty (1997), plusieurs paramètres devraient être évalués afin de juger du potentiel d'implantation d'un système à boucle ouverte. Ces paramètres, indiqués ci-dessous, peuvent être séparés en deux catégories, soient les paramètres in situ, mesurables sur le terrain à l'aide d'une sonde multiparamétrique et les paramètres de laboratoire, quantifiables par analyses chimiques réalisés par des laboratoires spécialisés.

Les paramètres in situ suggérés sont le pH, les solides totaux dissous (TDS), l'oxygène dissous ( $O_2$ ), le potentiel d'oxydoréduction (ORP) et la température. Les paramètres de laboratoire sont le fer ( $Fe^{2+}$ ,  $Fe^{3+}$ ), le chlorure (Cl), les bicarbonates ( $HCO_3$ ), le dioxyde de carbone ( $CO_2$ ), le sulfure d'hydrogène ( $H_2S$ ), l'alcalinité totale et la dureté calcique (en  $CaCO_3$ ).

Ces paramètres permettent d'évaluer les indices de stabilité de Ryznar (ISR) et de Langelier (ISL), soient des indicateurs du potentiel d'entartrage et/ou de corrosion de l'eau souterraine. L'interprétation des indices ISL et ISR tels que décrits par Carrier (1965) est présentée aux tableaux 2.1 et 2.2 ci-dessous. Tel que mentionné par Rafferty (1999; 2004), ces indices sont plus précis dans l'évaluation du potentiel d'entartrage que dans l'évaluation du potentiel de corrosion.

Tableau 2.1: Interprétation de l'indice ISR selon Carrier (1965).

Valeur du ISR	Problème à prévoir
4,0 - 5,0	Entartrage important
5,0 - 6,0	Entartrage léger
6,0 - 7,0	Peu d'entartrage et de corrosion
7,0 - 7,5	Corrosion non négligeable
7,5 - 9,0	Forte corrosion
> 9,0	Corrosion intolérable

Tableau 2.2: Interprétation de l'indice ISL selon Carrier (1965).

Valeur du ISL	Problème à prévoir
2.0	Problème d'entartrage à prévoir; aucune corrosion
0.5	Problèmes d'entartrage et de corrosion légers
0.0	Problème de corrosion possible, mais localement
-0.5	Légèrement corrosif, aucun entartrage
-2.0	Corrosion importante

L'auteur décrit que le problème d'encrassage est généralement causé par la présence de bactéries qui réduisent le fer dissous pour le transformer en hydroxyde de fer, soit un composé insoluble et corrosif. Ces « bactéries du fer » tendent à coloniser les endroits où les débits d'eau sont importants. Selon Hackett et Lehr (1985), ces bactéries se retrouvent dans des eaux souterraines dont le pH est compris entre 6 et 8, la concentration en fer excède 0,2 ppm et la température est comprise entre 5°C et 16°C, ce qui représente la vaste majorité des eaux souterraines en Amérique du Nord. De plus, la présence d'oxygène dissous tend à favoriser la précipitation des composés ferreux. Il est ainsi souhaitable de réinjecter l'effluent de la thermopompe sous le

niveau d'eau dynamique pour limiter l'oxygénation de l'eau et par conséquent l'encrassage du puits (Banks, 2008; Orio et al., 2005).

Il est important de noter qu'une variété de traitements chimiques permet de contrer la croissance de la bactérie du fer. Ces traitements ne seront pas discutés davantage dans le cadre du présent travail.

L'interprétation des autres paramètres est décrite en détail sous forme tabulaire à l'Annexe 1. Ce tableau, inspiré de Kavanaugh et Rafferty (1997), peut être utilisé comme un guide permettant d'évaluer les problèmes opérationnels potentiels liés à chacun des paramètres physico-chimiques et indices présentés.

## **2.4 Modèles existants**

### **2.4.1 Modèle de puits à tubages concentriques de Oliver et Braud**

Oliver et Braud (1981) ont étudié le comportement de puits fermés à tubages concentriques illustré aux figures 2.1 et 2.2 ci-dessous. Une série d'équations différentielles permettant d'estimer la température du fluide à l'intérieur du puits sous l'influence d'une charge constante en régime permanent a été développée. Le modèle analytique a été effectué par analyse d'un volume de contrôle sur un plan horizontal du puits. Le modèle suppose que la température non perturbée du milieu géologique est constante et indépendante de la profondeur, négligeant ainsi le gradient géothermique. De plus, des conditions de pression et de température constantes dans le temps pour chaque coupe horizontale du puits sont considérées. Le modèle suppose un transfert thermique radial, uniquement par conduction.

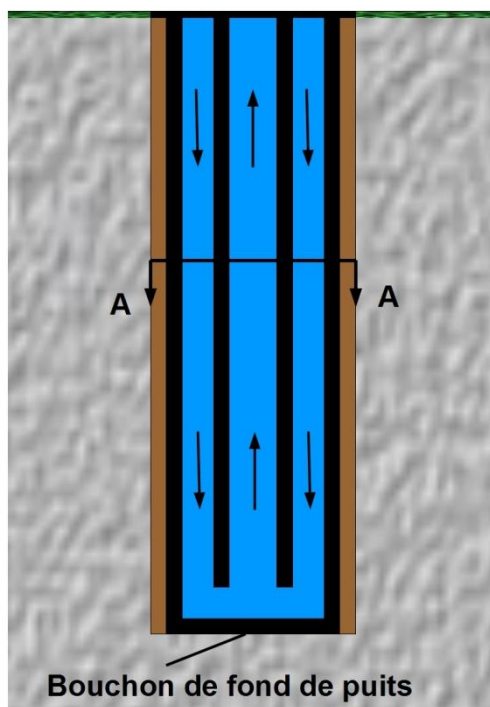


Figure 2.1: Vue en élévation du puits à tubages concentriques, modifié d'après Oliver et Braud (1981).

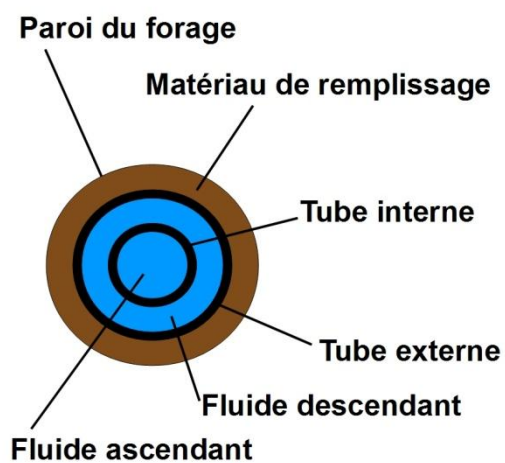


Figure 2.2: Vue en plan montrant la coupe A-A du puits à tubages concentriques d'Oliver et Braud (1981).

Le système étant fermé, le modèle ne tient pas compte des échanges thermiques par advection entre le puits et le milieu géologique. Étant donné que le modèle permet uniquement des simulations à l'état permanent, toute fluctuation de débit générée par l'activation de la saignée ne peut être simulée. De plus, le modèle permet d'évaluer les données de températures stabilisées en régime permanent seulement, correspondant à l'influence d'une charge constante pour un temps très grand. Tel que spécifié dans leur article, ces conditions ne seront jamais remplies lors de l'utilisation d'un système géothermique de chauffage/climatisation où les charges au puits sont dictées par les charges au bâtiment, qui sont elles-mêmes liées aux températures extérieures qui évoluent constamment. Finalement, en excluant l'état transitoire, le modèle proposé par Oliver et Braud tendra à sous-estimer le transfert thermique vers le milieu géologique, qui est d'ailleurs amplifié lors des premiers pas de temps suivant l'imposition d'une charge, soit lorsque l'écart de température entre l'eau entrant au puits et le milieu géologique est à son maximum.

Ainsi, le modèle proposé tendra à sous-évaluer le transfert thermique généré par le PACP et à surdimensionner le système nécessaire pour répondre à une charge donnée.

#### **2.4.2 Modèle de PACP sans saignée de Yuill et Mikler**

Yuill et Mikler (1995) ont été les premiers à proposer un modèle analytique permettant de décrire la dynamique en pompage ainsi que les échanges thermiques gouvernant le fonctionnement du PACP opéré sans saignée. Le modèle proposé suggère l'utilisation d'une conductivité thermique amplifiée qui intègre à la fois un transfert de chaleur par conduction et par convection. Le transfert thermique résultant peut être exprimé à l'aide de la loi de Fourier.

Le modèle analytique, exprimé en coordonnées cylindriques, suppose :

- un aquifère homogène et isotrope;
- un tubage positionné en plein centre du forage permettant la symétrie du modèle;
- aucun écoulement ou transfert thermique axial (radial seulement). Selon les auteurs, cette hypothèse est valide lorsque la profondeur du puits est importante par rapport au diamètre du forage;
- écoulement laminaire de l'eau à l'intérieur du milieu géologique;



- aucune dispersion.

Le transfert thermique entre le puits et le milieu géologique est ensuite exprimé selon l'équation classique de diffusion de chaleur pour un système en coordonnées cylindriques donné par Incropera et al. (2007b) auquel un facteur adimensionnel, appelé facteur d'eau souterraine ( $G_f$ ), a été ajouté. L'équation constitutive décrivant ce modèle est donnée par :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \left[ \frac{1 \pm G_f}{r} \right] \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.1)$$

où  $r$  est la distance radiale par rapport à l'axe central du puits (m),  $\alpha$  est la diffusivité thermique du milieu ( $\text{m}^2/\text{s}$ ) et  $t$  est le temps (s). Le facteur  $G_f$ , représentant le ratio entre le transfert thermique par convection et celui par conduction, est exprimé par :

$$G_f = \frac{\dot{m}_f \cdot C_{pf}}{2\pi \cdot k_{eq} \cdot dz} \quad (2.2)$$

avec  $\dot{m}_f$ , le débit massique de l'eau pompée ( $\text{kg/s}$ ),  $C_{pf}$ , la chaleur spécifique de l'eau ( $\text{J/kg}\cdot\text{K}$ ),  $k_{eq}$ , la conductivité thermique équivalente du milieu ( $\text{W/m}\cdot\text{K}$ ) et  $z$  est la profondeur (m).

De plus, les auteurs présentent une figure et une série d'équations analytiques décrivant l'aspect hydraulique aux abords du puits en pompage. La figure suivante illustre le régime d'écoulement d'une PACP opérant en régime permanent, sans saignée sous l'influence d'un débit constant.

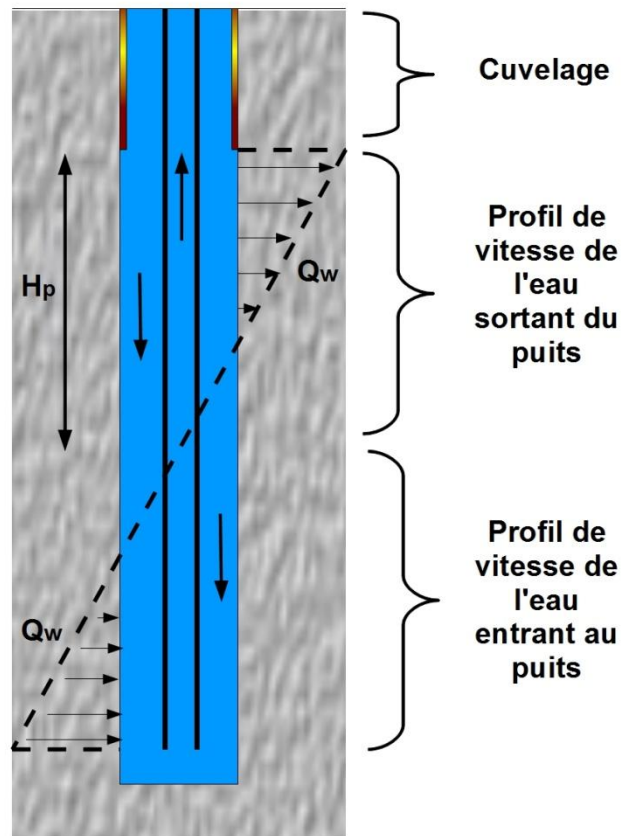


Figure 2.3: Vue en élévation du profil hydraulique d'un PACP en pompage, sans saignée, modifié d'après Yuill et Mikler (1995).

L'équation 2.2 permet d'établir un lien entre le débit pompé, le rabattement observé ainsi que le profil des vitesses d'écoulement aux abords du puits :

$$Q_w = \frac{2\pi \cdot K_r \cdot \Delta h \cdot H_p}{\ln(R/r_b)} \quad (2.3)$$

où  $Q_w$  est le débit entrant ou sortant du puits lorsque le puits est en pompage ( $\text{m}^3/\text{s}$ ),  $K_r$  est la conductivité hydraulique du milieu géologique ( $\text{m/s}$ ),  $\Delta h$  est le rabattement ( $\text{m}$ ),  $H_p$  est la mi-distance entre le fond du puits et la base du cuvelage ( $\text{m}$ ),  $R$  est le rayon d'influence ( $\text{m}$ ) et  $r_b$  est le rayon du forage ( $\text{m}$ ).

### 2.4.3 Modélisation par résistance thermique de Yavuzturk et Chiasson

Yavuzturk et Chiasson (2002) ont comparé la performance d'un puits géothermique à boucle fermée avec d'autres types de puits moins conventionnels dont le PACP opéré sans saignée. Ils ont noté qu'en circulant le fluide à même le forage, on éliminait le problème de résistance thermique du puits lié aux composantes du puits à boucle fermée (coulis, PEHD, etc.). Les auteurs expriment la résistance thermique d'un PACP selon l'expression classique de résistance en convection par unité de longueur à la paroi d'un puits tel que décrit dans le livre d'Incropera et al. (2007c). La résistance thermique globale des composantes du puits,  $R_{bPACP}$  (m·K/W) est donnée par :

$$R_{bPACP} = \frac{1}{\pi \cdot D_b \cdot h_i} \quad (2.4)$$

où  $D_b$  est le diamètre du forage (m),  $h_i$  est le coefficient de convection (W/m<sup>2</sup>·K) donné par l'équation de Dittus-Boelter, soit :

$$h_i = \frac{0,023 Re^{0,8} Pr^n k_f}{D_i} \quad (2.5)$$

où  $Re$  est le nombre de Reynolds (-),  $Pr$  est le nombre de Prandtl (-),  $k_f$  est la conductivité thermique du fluide (W/m·K),  $D_i$  est le diamètre intérieur de la conduite de refoulement (m) et  $n$  est une constante qui vaut 0,4 en mode chauffage et 0,3 en mode climatisation. Ils affirment toutefois que l'équation 2.4 n'est plus valide lorsque l'on considère la saignée puisque ce phénomène engendre des écoulements non négligeables en milieu poreux, amplifiant ainsi le transfert de chaleur par advection.

### 2.4.4 Modèle numérique de Deng

Deng (2004) a présenté un modèle numérique radial en 2D permettant de tenir compte de conditions de débits et de charges variables ainsi que d'un facteur de saignée du PACP. Étant donné les régimes d'écoulement très différents entre l'eau du puits et celui du milieu géologique, le modèle est séparé en deux parties correspondant à chacun de ces milieux.

Dans le milieu géologique, le modèle assume un milieu saturé, homogène isotrope où l'écoulement est modélisé par un écoulement en milieu poreux équivalent exprimé par :

$$S_s \frac{\partial h}{\partial t} = K_f \nabla^2 h \quad (2.6)$$

où  $S_s$  est l'emmagasinement spécifique ( $m^{-1}$ ) et  $h$  est la charge hydraulique (m).

L'écoulement à l'intérieur du puits est encore une fois exprimé avec la loi de Darcy; cependant, la conductivité hydraulique à l'intérieur du puits dépend du régime d'écoulement. La conductivité hydraulique en régime laminaire et transitoire-turbulent sont respectivement évalués à l'aide des équations 2.7 et 2.8 ci-dessous que l'auteur attribue à Chen et Jiao (1999) :

$$K_{f-lam} = \frac{D_i^2 \rho_f g}{32 \mu} \quad (2.7)$$

$$K_{f-tur} = \frac{2gD_i}{uf} \quad (2.8)$$

où  $\rho_f$  est la masse volumique de l'eau ( $kg/m^3$ ),  $g$  est l'accélération gravitationnelle ( $m/s^2$ ),  $\mu$  est la viscosité dynamique de l'eau ( $Pa \cdot s$ ),  $u$  est la vitesse moyenne de l'eau dans le puits ( $m/s$ ) et  $f$  est le facteur de friction (-).

Finalement, une conductivité hydraulique nulle a été attribuée au tubage afin de simuler la surface imperméable de ce dernier.

Le modèle thermique considère une conductivité thermique équivalente du milieu géologique exprimée par une moyenne volumique, fonction de la porosité ( $n$ ) du milieu :

$$k_{eq} = n \cdot k_f + (1 - n) \cdot k_s \quad (2.9)$$

L'équation de conservation d'énergie dans la matrice solide-liquide peut ainsi être exprimée selon l'expression suivante :

$$\left[ n \cdot \rho_l \cdot C_{pl} + (1 - n) \rho_s \cdot C_{ps} \right] \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_l \cdot C_{pl} \cdot u_i \cdot \nabla T - \nabla(k_{eq} \cdot \nabla T) = Q \quad (2.10)$$

où le terme advectif, soit  $\rho_l \cdot C_{pl} \cdot u_i \cdot \nabla T$ , est lié à la vitesse moyenne d'écoulement en milieu poreux ( $u_i$ ) correspondant à la vitesse de Darcy divisée par la porosité efficace du milieu.

Le transfert thermique à l'intérieur du puits est exprimé à l'aide de résistances thermiques équivalentes.

### 2.4.5 Modèles tridimensionnels

Abu-Nada et al. (2008) ont développé un modèle numérique en 3D permettant de modéliser la température de l'eau sortant du PACP en opération. L'objectif de l'étude était d'évaluer les paramètres opérationnels optimaux pour un PACP opérant en mode chauffage dans le contexte géologique et météorologique typique de la Jordanie. Le modèle considère un milieu poreux équivalent. La géométrie du modèle intègre les conduites de refoulement et d'injection. L'axe central du puits coïncide avec le point de contact entre les deux conduites. L'auteur démontre qu'en considérant cette géométrie, la distribution de température à l'intérieur du PACP n'est pas seulement dépendante de la profondeur, mais aussi de sa position angulaire. Il note que cette distribution de température est plus importante en surface, où la différence de température entre l'eau entrant et sortant du PACP est maximale. Le modèle d'Abu-Nada et al. est le premier à intégrer les variations de température saisonnières.

Ng et al. (2009) présentent quelques formules régissant un modèle 3D utilisées pour simuler le fonctionnement d'un champ de puits géothermiques de type PACP. Cependant, l'article de Ng et al. (2009) est un compte-rendu de conférence et le cœur de son modèle n'est pas explicitement décrit.

Lee (2011) a développé un modèle numérique permettant de modéliser les températures d'opération d'un PACP influencé par l'écoulement local au sein d'un aquifère. L'auteur simule un gradient hydraulique en appliquant des valeurs de pression interstitielle variables aux frontières limites de la zone de captage. Un aquifère confiné aux propriétés homogènes et isotropes est considéré. Cependant, la base de l'aquifère est délimitée par un aquitard dont les propriétés thermohydrauliques sont différentes. L'auteur note que le transfert thermique par convection, engendré par l'écoulement des eaux souterraines, améliore considérablement les performances du PACP opéré sans saignée. Il est à noter que le modèle de Lee ne tient pas compte du gradient géothermique, ni de la saignée.

### 2.4.6 Modèles analytiques

Deux modèles analytiques de transferts thermiques sont généralement utilisés en géothermie afin d'évaluer l'impact d'une injection thermique et de quantifier les variations de température du milieu en fonction du temps. Les principaux modèles sont :

- source linéique infinie (SLI);
- source cylindrique infinie (SCI);

Ils considèrent tous un transfert de chaleur s'effectuant uniquement par conduction, un flux thermique constant par unité de longueur de puits modélisé, un milieu géologique homogène et isotrope à température initiale uniforme. Ces modèles analytiques ne prennent pas en compte l'impact thermique du puits. On ajoute donc un terme  $q \cdot R_b$ , en régime permanent, qui permet de tenir compte de l'effet thermique des composantes du puits et d'évaluer l'évolution de la température du fluide caloporteur selon l'équation suivante :

$$\bar{T}_f(t) = \bar{T}_g + q(t) \cdot R_b + dT \quad (2.11)$$

où  $q$  est la charge thermique par unité de longueur du puits (W/m) au temps  $t$ ,  $R_b$  est la résistance thermique équivalente (m·K/W) du puits,  $\bar{T}_f$  est la température moyenne du fluide caloporteur (°C),  $\bar{T}_g$  est la température moyenne initiale du milieu géologique (°C) et  $dT$  est la différence de température à une distance donnée de la source. Cette dernière variable est évaluée différemment pour chacun des modèles analytiques.

Le modèle SLI a initialement été conceptualisé par Lord Kelvin en 1882 bien qu'il soit généralement associé à Ingersoll et al. (1954) ainsi qu'à Carslaw et Jaeger (1959). Le modèle considère que :

- le puits est modélisé par une ligne infiniment longue;
- le mouvement de l'eau souterraine n'est pas considéré;
- le transfert de chaleur s'effectue perpendiculairement à l'axe de la ligne;

- le modèle néglige les effets axiaux ainsi que la capacité thermique des composantes du puits.

L'expression  $dT$  du modèle SLI peut être exprimée selon l'équation suivante :

$$dT = \frac{q(t)}{4\pi k_{eq}} \int_{r^2/4\alpha t}^{\infty} \frac{e^{-u}}{u} du \quad (2.12)$$

où  $k_{eq}$  est la conductivité thermique équivalente du milieu géologique (voir section 3.3.4). L'expression intégrée est la fonction exponentielle intégrale qui est fonction, entre autres, de la distance radiale  $r$  (m) et de la diffusivité thermique  $\alpha$  (m<sup>2</sup>/s).

Selon Orio (1994), le modèle ligne source ne peut-être utilisé pour modéliser le PACP avec précision, car il ne tient pas compte du phénomène d'advection entre les parois de forage et l'eau pompée et le modèle n'intègre évidemment pas la saignée. Cependant, Deng (2004) affirme qu'un modèle ligne source auquel on attribuerait une conductivité thermique 'amplifiée' au milieu géologique permettrait de compenser pour l'incapacité du modèle à simuler les échanges thermiques par convection.

Le modèle SCI, proposé par Carslaw et Jaeger (1959), suppose que :

- le puits est modélisé par un cylindre infiniment long aux propriétés uniformes;
- aucun mouvement de l'eau souterraine;
- le transfert de chaleur s'effectue perpendiculairement à la surface du cylindre;
- le modèle néglige les effets axiaux ainsi que la capacité thermique des composantes du puits.

L'expression  $dT$  du modèle SCI peut être exprimée selon l'expression suivante :

$$dT = \frac{q(t)}{\pi^2 k_{eq}} \int_0^{\infty} (e^{-\beta^2 z} - 1) \frac{J_0(p\beta)Y_1(\beta) - Y_0(p\beta)J_1(\beta)}{\beta^2 (J_1^2(\beta) + Y_1^2(\beta))} d\beta \quad (2.2)$$

où  $z = \alpha t / r^2$ ,  $p = r / r_b$  et  $J_0$ ,  $J_1$ ,  $Y_0$  et  $Y_1$  sont des fonctions de Bessel d'ordre 0 et 1, de premier et deuxième type, respectivement.

Bien que les modèles SLI et SCI permettent de tenir compte du phénomène de convection à même le milieu géologique en attribuant une conductivité thermique amplifiée au milieu, aucun des modèles ne permet de tenir compte d'un changement des conditions hydrauliques causé par l'activation de la saignée. De plus, ils ne permettent pas de tenir compte de l'influence de la capacité thermique de l'eau à l'intérieur du puits, des variations de température en surface et celles du milieu géologique en fonction de la profondeur.



### CHAPITRE 3 REPRÉSENTATION NUMÉRIQUE D'UN PACP

Un modèle numérique permettant une analyse en régime transitoire a été développé afin d'étudier l'ensemble des comportements thermohydrauliques d'un PACP opérant sous différentes conditions d'opérations. Le modèle a été développé à l'aide du logiciel de modélisation par éléments finis COMSOL Multiphysics 3.5a (COMSOL AB, 2011). Le logiciel COMSOL permet d'intégrer plusieurs équations d'état au modèle numérique afin de tenir compte des interactions entre les différents phénomènes physiques se produisant dans le domaine d'étude. Ainsi, une première équation d'état décrivant les comportements hydrauliques d'un PACP a été incorporée au modèle, permettant entre autres de simuler l'écoulement d'un fluide en milieu poreux à l'aide de la loi de Darcy. Ensuite, une seconde équation d'état a été couplée au modèle hydraulique afin de représenter l'ensemble des échanges de chaleur par conduction et convection entre l'eau souterraine, les composantes du PACP et le milieu géologique. Il est ainsi possible d'imposer au logiciel une résolution simultanée des deux équations d'état pour chaque pas de temps. Cette option sera particulièrement utile à la simulation des comportements thermohydrauliques gouvernant l'utilisation du PACP puisque, comme nous le verrons plus loin, les conditions thermiques influenceront l'opération du pompage via l'activation de la saignée. Les éléments suivants ont été incorporés au modèle :

- géométrie 2D radiale ( $r, z$ ) axisymétrique;
- saignée variable en fonction de la température d'entrée d'eau;
- activation de la saignée à l'aide de la méthode d'insensibilité;
- variation de la température en surface en fonction du temps;
- chambre de sédimentation;
- prise en compte des effets axiaux en intégrant un volume de roc sous le puits;
- transfert de chaleur par diffusion-convection ;
- COP variable en fonction de  $EWT$ ;
- écoulement en milieu saturé au sein d'un aquifère confiné;
- gradient géothermique.

Il est à noter qu'aucun modèle de PACP décrit dans la littérature à ce jour ne permet de considérer à la fois un gradient géothermique, la présence d'une chambre de sédimentation, les variations saisonnières en surface et les effets axiaux du PACP.

### 3.1 Géométrie du modèle

Le modèle a été développé à partir d'une géométrie radiale en deux dimensions (2D). La géométrie du modèle ainsi que les principales composantes du domaine d'étude sont présentées à la figure 3.1.

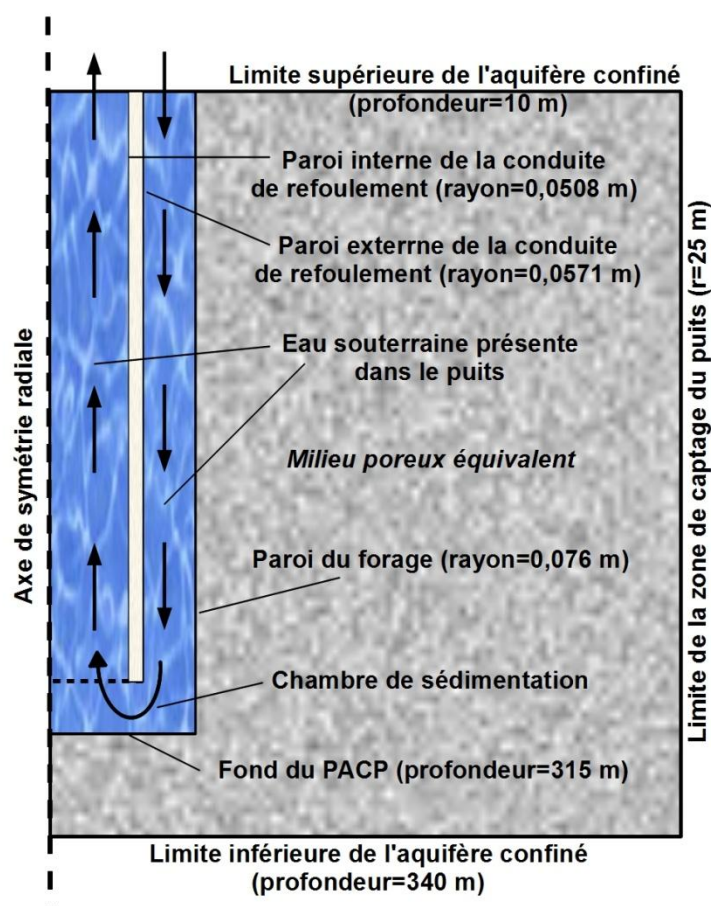


Figure 3.1: Vue en élévation des composantes du modèle 2D radial modélisé à l'aide du logiciel COMSOL.

La stratigraphie considérée est composée d'une couche imperméable d'une épaisseur de 10 m sous laquelle est enfoui un horizon perméable de 330 m d'épaisseur. Le niveau d'eau statique considéré est situé au milieu de l'horizon imperméable, soit à 5 m de profondeur et la charge hydraulique du milieu non perturbé est de 350 m. Ces hypothèses permettent de considérer un écoulement dans un aquifère confiné où la matrice rocheuse demeure complètement saturée en tout temps. De plus, ces hypothèses représentent un contexte hydrogéologique favorable à l'implantation d'un PACP, permettent de réduire considérablement la complexité du problème étudié et représentent le type de géologie que l'on retrouve souvent au Québec, où une couche d'argile sert de limite physique (aquitard) à un aquifère de roc confiné. Il est à noter que ces hypothèses impliquent que le haut du modèle, soit à  $z=0$  m, représente une profondeur de 10 m sous la surface. Les conduites reliant le haut du puits à la PAC seront considérées comme étant parfaitement isolées. Ainsi, la température de l'eau entrant et sortant de la PAC est en fait la même que l'eau du PACP au haut du modèle. Cette hypothèse sera vraisemblablement proche de la réalité puisque les conduites reliant le haut du puits à la PAC sont généralement isolées et enfouies sous terre, sous le niveau anticipé du gel.

Les dimensions typiques d'un puits PACP, tel que décrit à la section 2.1 ont été utilisées afin d'assurer que le modèle ait une géométrie représentative d'un PACP utilisé pour des applications industrielles ou commerciales. Le domaine d'étude est représenté par une coupe entre le centre du puits et un rayon de 25 m le long de l'axe  $r$ . Le forage de 0,152 m (6'') de diamètre atteint une profondeur de 315 m sous lequel le milieu géologique se poursuit jusqu'à 340 m. Une conduite de refoulement, destinée au pompage de l'eau souterraine à partir de la base du puits, a été modélisée jusqu'à une profondeur de 310 m laissant ainsi une chambre de sédimentation d'une hauteur de 5 m entre la base du tubage et le fond du puits. La conduite, centrée par rapport à l'axe central du puits, est composée d'un tube ayant 0,0508 m et 0,0571 m de rayons interne et externe respectivement. Afin de simplifier la géométrie du modèle, la portion perforée du tubage n'a pas été modélisée.

Bien qu'une géométrie 2D radiale permette de simplifier le modèle afin d'obtenir des temps de calcul raisonnables, elle ne permet pas de tenir compte d'un gradient hydraulique régional. De plus, cette simplification rend impossible la modélisation d'autres PACPs ou puits de pompage/d'injection impactant la zone de captage du modèle. Ainsi, il est supposé que le

gradient hydraulique local est nul et que tout autre puits est situé à une distance importante de façon à ne pas influencer les caractéristiques hydrauliques du PACP modélisé.

## 3.2 Écoulement en milieu poreux équivalent

Le modèle, décrit dans ce chapitre suppose un aquifère confiné aux propriétés hydrauliques homogènes et isotropes. Étant donné l'hétérogénéité des fractures dans l'aquifère rocheux ainsi que les moyens limités permettant d'en évaluer les caractéristiques, l'écoulement entre les fractures de la matrice rocheuse est fréquemment conceptualisé comme un écoulement en milieu poreux équivalent. En somme, l'écoulement dans l'ensemble du milieu géologique fracturé peut-être modélisé en utilisant des paramètres hydrauliques moyens caractérisant les pores individuels des zones de fractures ainsi que la matrice rocheuse, ce qui permet d'utiliser la loi de Darcy pour simuler l'écoulement dans l'ensemble du milieu géologique. Au chapitre 5, ce modèle sera comparé à un modèle comportant une zone de haute perméabilité utilisée pour représenter une zone fracturée.

### 3.2.1 Équations constitutives

Le mouvement de l'eau souterraine est causé par une différence de « l'énergie par unité de masse d'eau dans le champ de gravitation terrestre, énergie qui provient de l'élévation, de la pression et de la vitesse de l'eau » (Chapuis, 2007). Cette énergie, appelée charge hydraulique d'un fluide peut s'exprimer selon l'équation de Bernoulli :

$$h = \frac{p}{\rho_f g} + z + \frac{u^2}{2g} \quad (3.1)$$

où  $h$  est la charge hydraulique du fluide (m),  $p$  est la pression interstitielle de l'eau (Pa),  $\rho_f$  est la masse volumique de l'eau ( $\text{kg/m}^3$ ),  $g$  est l'accélération gravitationnelle ( $\text{m/s}^2$ ),  $z$  est l'élévation (m) et  $u$  est la vitesse du fluide circulant dans le milieu (m/s). Étant donné les faibles vitesses d'écoulement en milieu poreux, la portion cinétique ( $u^2/2g$ ) de la charge hydraulique peut généralement être négligée.

La loi de Darcy permet d'exprimer l'écoulement de l'eau souterraine en fonction de la différence de charge hydraulique selon l'expression suivante (Darcy, 1856) :

$$v = -K_r \nabla h \quad (3.2)$$

où  $v$  est la vitesse de Darcy (m/s) et  $\nabla h$  est le gradient de la charge hydraulique (m/m). Le symbole négatif implique que le vecteur vitesse est de sens opposé au gradient hydraulique.

Cette équation, exprimée en régime transitoire en fonction de l'emménagement spécifique  $S_s$  (1/m) dans un aquifère à nappe captive peut être développée sous la forme suivante :

$$\nabla(K_r \cdot \nabla h) = S_s \frac{\partial h}{\partial t} \quad (3.3)$$

Cette équation est incorporée comme équation d'état dans le module d'écoulement en milieu poreux de COMSOL. L'écoulement à l'intérieur du puits a aussi été considéré comme un écoulement en milieux poreux.

### 3.2.2 Conditions frontière hydrauliques

Les conditions frontière du modèle hydraulique, appliquées à chacune des limites du sous-domaine d'étude, sont présentées à la figure 3.2.

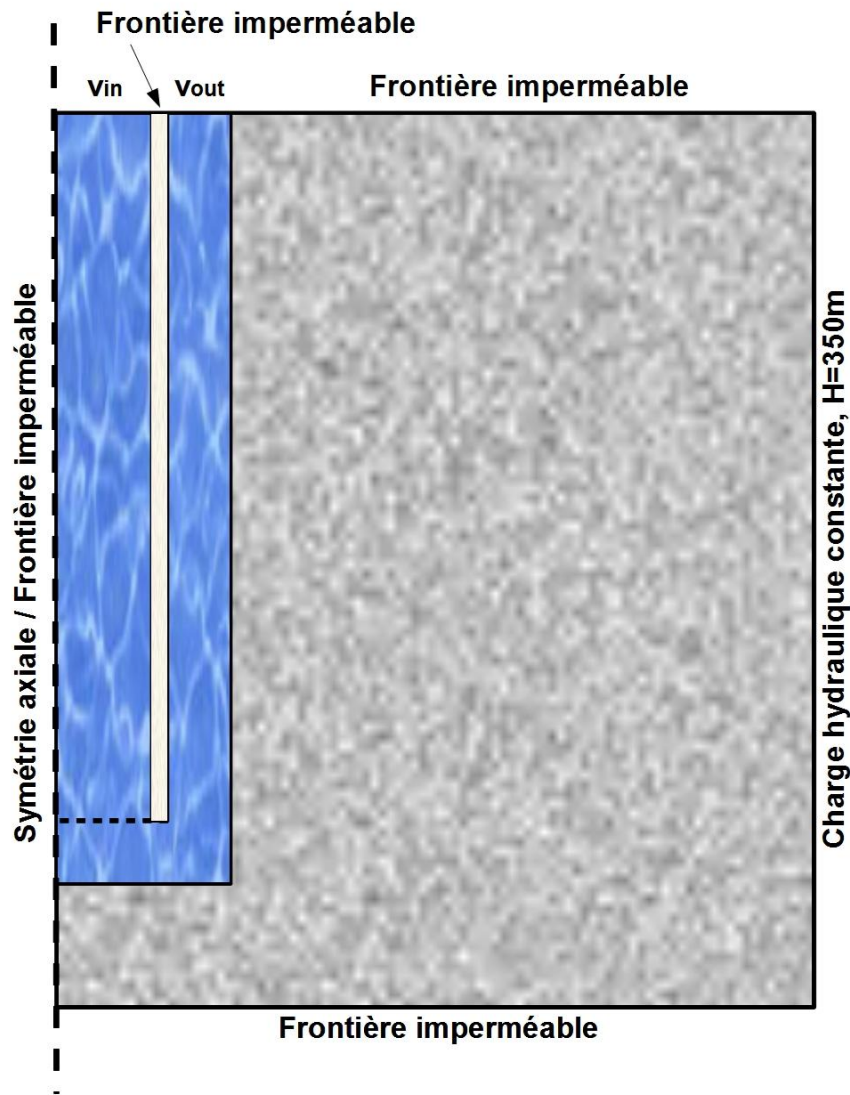


Figure 3.2: Illustration des conditions frontière du modèle hydraulique.

En divisant le débit d'eau pompé à la PAC  $Q_f$  ( $\text{m}^3/\text{s}$ ) par l'aire intérieure de la conduite de refoulement  $A_{in}$  ( $\text{m}^2$ ) on obtient sa vitesse  $v_{in}$  ( $\text{m/s}$ ). Cette dernière a été imposée comme condition frontière à l'intérieur de la conduite de refoulement du puits, soit :

$$v_{in} = \vec{q} \cdot \vec{n} = -Q_f/A_{in} \quad (3.4)$$

Le symbole négatif indique que la vitesse imposée quitte le domaine.

Tel qu'illustré à la figure 3.3 ci-dessous, l'eau pompée de la conduite de refoulement est acheminée à la PAC, puis redirigée vers le PACP.

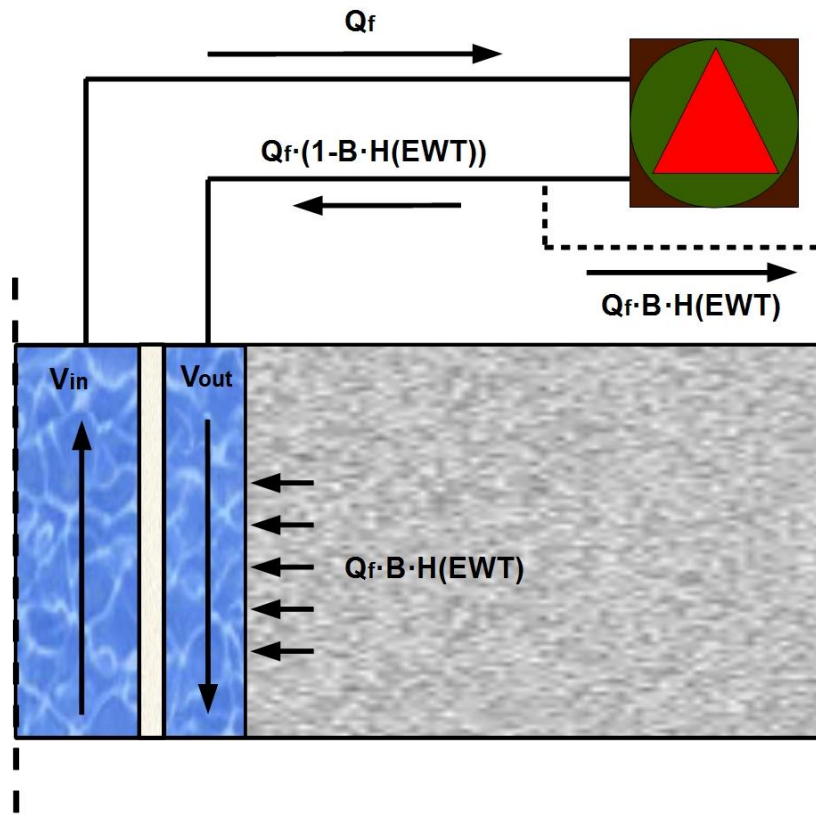


Figure 3.3: Illustration des phénomènes hydrauliques et de l'interaction entre la PAC et le PACP en opération.

Pour certaines conditions d'opérations décrites à la section 4.1, une saignée est imposée au système. Un pourcentage de l'eau réacheminée vers le PACP, appelé pourcentage de saignée maximal  $B$  (%), est alors éjecté du système. Cette décharge favorise la venue d'eau souterraine en provenance du milieu géologique vers le puits.

Ainsi, on peut exprimer le débit correspondant à la saignée  $S$  ( $m^3/s$ ), selon l'expression :

$$S = Q_f \cdot B \quad (3.5)$$

Afin d'éviter une instabilité numérique du modèle causé par l'activation soudaine de la saignée, une fonction Heaviside lissée ( $H$ ) avec dérivée seconde continue a permis d'effectuer la transition

entre une saignée nulle et une saignée pleinement activée. Cette fonction est représentée par l'expression *flc2hs* dans COMSOL. La figure 3.4 illustre le fonctionnement de la saignée en fonction de la température de l'eau entrant à la PAC pour  $B = 30\%$  ainsi que les paramètres de saignée décrits à la section 4.1.

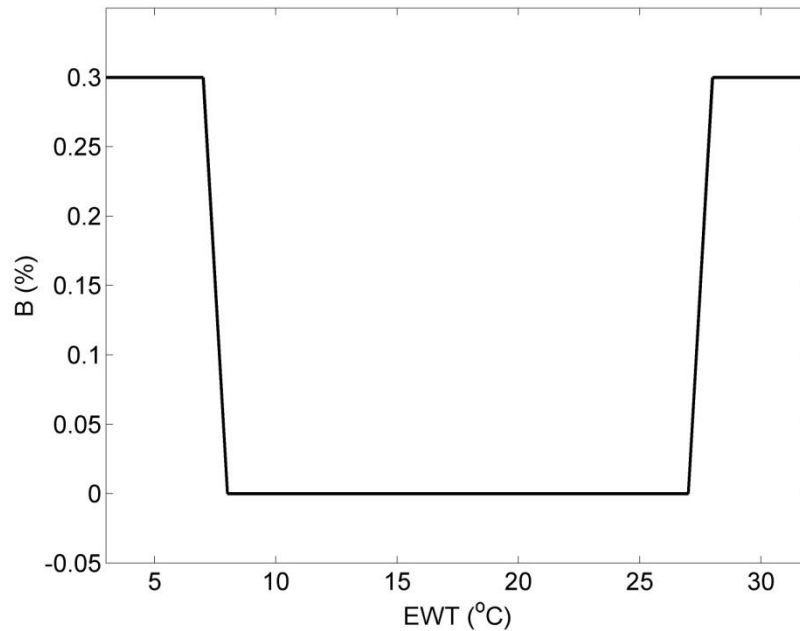


Figure 3.4: Évolution du pourcentage de saignée couplé à la fonction Heaviside H en fonction de EWT.

La balance entre le débit pompé et la saignée est réintroduite au PACP dans l'espace annulaire entre la paroi du forage et la conduite de refoulement. Il est supposé que l'eau réinjectée au puits est réintroduite sur l'ensemble de cette sous-section malgré le fait qu'une conduite de réinjection serait typiquement à l'origine du retour d'eau. La vitesse d'injection d'eau au puits ( $v_{out}$ ), peut-être évaluée selon l'expression suivante :

$$v_{out} = \frac{Q_f}{A_{out}} \cdot (1 - B) \quad (3.6)$$

où  $A_{out}$  est l'aire entre la paroi externe de la conduite de refoulement et du forage ( $m^2$ ). Cette expression a été imposée comme condition frontière à la limite supérieure de la section annulaire au point d'injection d'eau au puits.



Afin de tenir compte de la limite de la zone de captage, une charge hydraulique de 350 m a été imposée comme condition frontière le long de la limite verticale à un rayon de 25 m du centre du puits.

Une condition d'imperméabilité a été appliquée à la paroi du tubage de refoulement ainsi qu'aux limites supérieure et inférieure de l'aquifère. De plus, étant donné la nature axisymétrique du modèle, une condition de symétrie axiale a été imposée le long de l'axe vertical. Il est à noter qu'une condition de symétrie axiale est traitée comme une condition d'imperméabilité dans le module hydraulique de COMSOL.

### 3.2.3 Solution initiale

Afin de tenir compte des conditions hydrogéologiques non perturbées du milieu géologique, une charge hydraulique de 350 m a été imposée comme condition initiale à l'ensemble du sous-domaine.

### 3.2.4 Paramètres hydrauliques

Tel qu'indiqué à la section 2.1, la puissance typique d'un PACP est de l'ordre de 4,5 m/kW, soit environ 67,8 kW pour un puits de 305 m. Sur la base de thermopompes opérant à 0,054 L/kW·s (3 gpm/tonne), le débit d'eau pompée  $Q_f$  de la conduite de refoulement est d'environ  $3,66 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$  ( $\approx 60 \text{ gpm}$ ). À moins d'avis contraire, ce débit a été utilisé pour l'ensemble des simulations. Toutes les simulations supposent une valeur de  $Q_f$  constante en fonction du temps.

Afin d'obtenir des résultats d'écoulement réalistes à l'intérieur du PACP sans avoir à modéliser l'équation de Navier-Stokes, une conductivité hydraulique amplifiée a été appliquée au sous-domaine représentant l'ensemble de l'eau souterraine à l'intérieur du puits. Physiquement parlant, la conductivité hydraulique de l'eau devrait tendre vers l'infini alors que celle de la conduite de refoulement composée de PVC devrait tendre vers zéro. Cependant, utiliser des valeurs aux ordres de grandeurs très différentes sur deux domaines très rapprochés favorise l'instabilité numérique du modèle. Ainsi, une conductivité hydraulique de 300 m/s et de  $1 \times 10^{-9} \text{ m/s}$  a été utilisée pour l'eau et le PVC respectivement. Ces valeurs permettaient d'éviter des problèmes numériques tout en respectant la limite de rabattement maximal de 1 m dans le puits suggéré par Deng (2004) pour un PACP fonctionnant en régime permanent sans saignée.

### 3.3 Transfert de chaleur

#### 3.3.1 Équations constitutives

La conduction et la convection sont les deux principaux modes de transfert de chaleur à considérer lors de l'étude d'un problème en géothermie à très basse température. La conduction, caractérisée par une diffusion thermique à l'échelle moléculaire causée par un gradient de température  $\nabla T$  (K/m) peut être exprimée selon la loi de Fourier :

$$\frac{Q}{A} = -k_{eq} \cdot \nabla T \quad (3.7)$$

où  $Q/A$  est le flux thermique ( $W/m^2$ ) et  $k_{eq}$  est la conductivité thermique équivalente du milieu ( $W/m \cdot K$ ) (Incropera et al., 2007a).

Dans un milieu poreux saturé, le transfert de chaleur s'effectue par conduction entre les grains ou les blocs de matière solide en contact et par convection entre la matrice solide et l'eau circulant entre les pores. L'équation de conservation d'énergie dans la matrice solide-liquide peut être exprimée selon l'expression suivante :

$$\left[ n \cdot \rho_l \cdot C_{pl} + (1-n) \cdot \rho_s \cdot C_{ps} \right] \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_l \cdot C_{pl} \cdot u_i \cdot \nabla T - \nabla(k_{eq} \cdot \nabla T) = 0 \quad (3.8)$$

où le terme advectif, soit  $\rho_l \cdot C_{pl} \cdot u_i \cdot \nabla T$ , est lié à la vitesse moyenne d'écoulement en milieu poreux correspondant à la vitesse effective de l'eau souterraine. La chaleur spécifique équivalente  $C_{peq}$  ( $J/kg \cdot K$ ) et la conductivité thermique équivalente  $k_{eq}$  ( $W/m \cdot K$ ) du milieu granulaire saturé seront présentées à la section 3.3.4. L'équation 3.8 est incorporée comme équation d'état dans le module de convection et conduction en milieu poreux de COMSOL.

#### 3.3.2 Conditions frontière thermiques

Les conditions frontière du modèle thermique, appliquées à chacune des limites du sous-domaine d'étude, sont présentées à la figure 3.5.

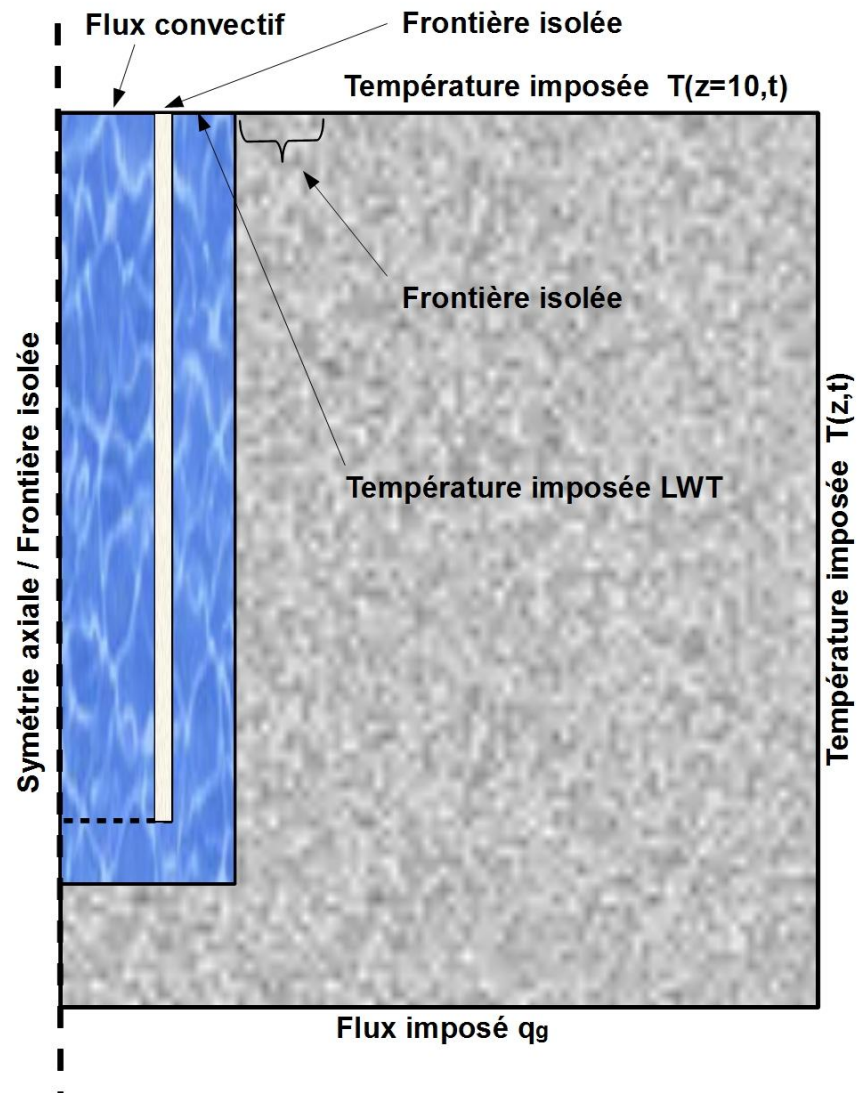


Figure 3.5: Illustration des conditions frontières du modèle thermique.

Une condition frontière de flux convectif a été imposée à la frontière où l'eau quitte le PACP afin de simuler un flux de chaleur sortant. Sur cette même frontière, la température de l'eau sortant du puits (EWT) a été évaluée en intégrant numériquement la température le long de la frontière et en la divisant par la longueur du segment correspondant à celle-ci.

La température d'entrée d'eau au PACP ( $LWT$ ) est égale à la température sortant ( $EWT$ ) à laquelle s'ajoute un changement de température ( $dT$ ) qui est fonction du débit pompé et de la puissance de chauffage/climatisation imposée au fluide caloporteur, soit :

$$LWT = EWT + dT \quad (3.9)$$

Selon Incropera et al. (2007d) le concept de conservation d'énergie nous permet d'exprimer  $dT$  selon :

$$dT = Q_{sol} / (\rho_f \cdot C_{pf} \cdot Q_f) \quad (3.10)$$

où  $Q_{sol}$  est la charge au sol (W) et  $Q_f$  est le débit pompé du puits ( $m^3/s$ ). Selon Braud et al. (1983) la charge au sol est dépendante de la charge au bâtiment ( $Q_b$ ) et peut être exprimée selon les expressions suivantes en climatisation et en chauffage, respectivement :

$$Q_{sol} = Q_b \cdot (1 + 1/COP_{clim}) \quad (3.11)$$

$$Q_{sol} = Q_b \cdot (1 - 1/COP_{chauf}) \quad (3.12)$$

Ainsi, la formule 3.9, couplée aux équations 3.10 à 3.12, a été imposée comme condition limite à la frontière où le fluide pénètre le PACP.

Il est à noter que les COP de la PAC en mode chauffage et climatisation ont été considérés constants à 4 et 3, respectivement. Cette dernière hypothèse était nécessaire afin de réduire le temps de calcul du modèle, soumis aux interactions interdépendantes entre la température de l'eau entrant<sup>4</sup> à la PAC ( $EWT$ ), le COP, la saignée et la température de l'eau sortant de la PAC ( $LWT$ ).

---

4 À noter que par convention en géothermie, les appellations « in », « entering » ou *entrant* désignent le fluide quittant le puits et entrant à la PAC alors que « out », « leaving » ou *sortant* désignent le fluide entrant au puits et sortant de la PAC. Cette convention sera utilisée.

Étant donné les températures élevées situées sous la croûte terrestre ainsi que la désintégration d'éléments radioactifs, la terre doit dissiper un flux de chaleur vers l'atmosphère afin de maintenir un équilibre thermique. Ce phénomène cause une augmentation relativement constante de la température d'un milieu géologique en fonction de la profondeur. Ainsi, le gradient de température par mètre de profondeur peut-être exprimé selon l'expression :

$$g_g = q_g / k_{eq} \quad (3.13)$$

où  $g_g$  est le gradient géothermique (K/m) et  $q_g$  est le Flux de chaleur géothermique (W/m<sup>2</sup>). Une condition limite de flux thermique correspondant au gradient géothermique a donc été imposée comme condition frontière à la base du modèle.

La température du sol en surface est aussi influencée par la variation des températures saisonnières. Selon Lunardini (1981), la température du sol en fonction de la profondeur et du temps peut être évaluée selon l'expression suivante :

$$T(z,t) = T_m + g_g \cdot z - T_0 \cdot e^{-z \cdot \sqrt{2\pi/2\alpha \cdot P}} \cdot \cos\left(w \cdot (t - t_{dec}) - z \cdot \sqrt{2\pi/2\alpha \cdot P}\right) \quad (3.14)$$

où  $T_m$  est la température moyenne annuelle de l'air à la surface (°C),  $z$  est la profondeur par rapport au niveau du sol (m),  $T_0$  est l'amplitude de la variation saisonnière par rapport à  $T_m$  (°C),  $t_{dec}$  est le temps de décalage, correspondant au temps pour atteindre la plus faible température annuelle à partir du 1<sup>er</sup> janvier (s),  $P$  est la période représentant une année (s) et  $\alpha$  est la diffusivité thermique du milieu géologique (m<sup>2</sup>/s).

L'équation 3.14, représentant le profil thermique vertical du milieu géologique, a été imposée comme condition frontière à la limite verticale à  $r=25$  m. Il est à noter que la valeur de  $z$  a été ajustée afin de tenir compte d'une profondeur de 10 m au haut du modèle. La figure 3.6 illustre ce profil de température vertical pour différents temps de l'année pour les paramètres thermiques présentés à la section 4.1.

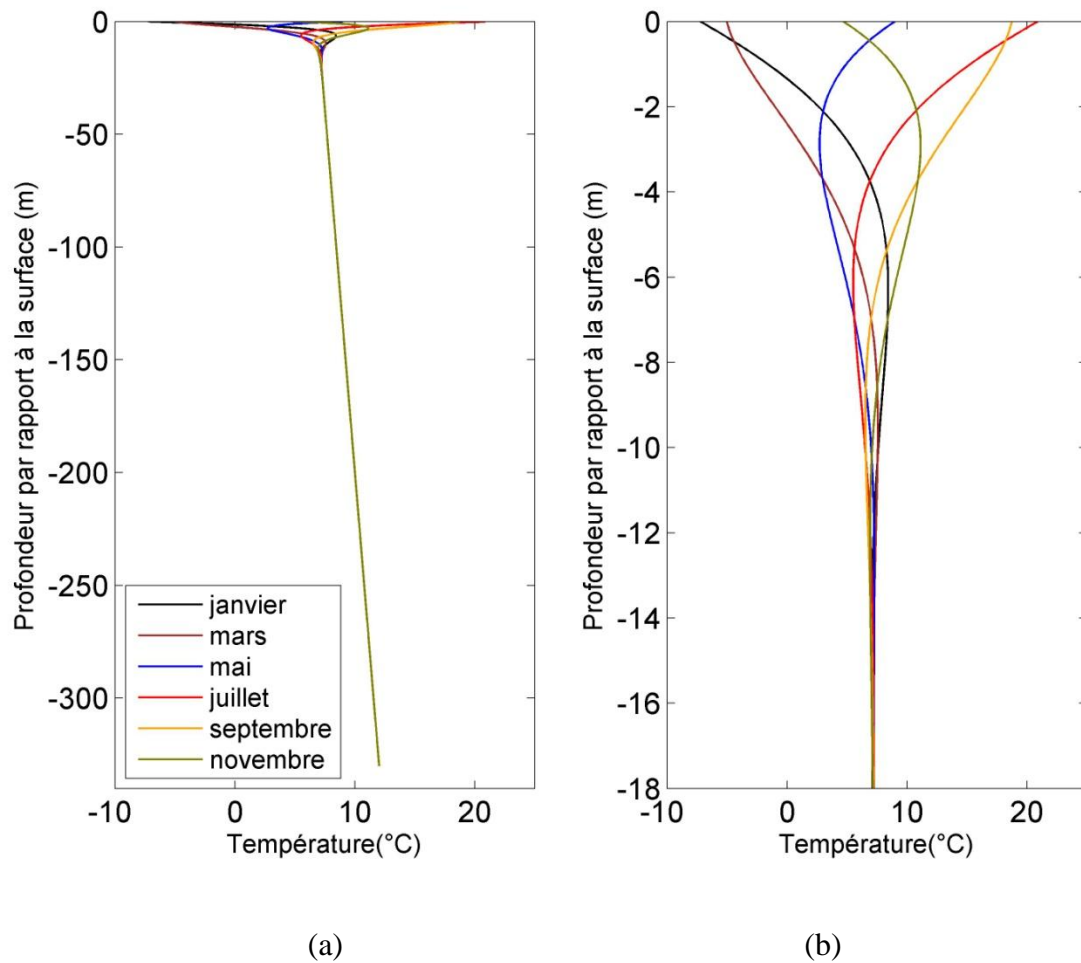


Figure 3.6: Évolution des températures annuelles en fonction de la profondeur pour (a) 0 à 340 m de profondeur (b) et de 0 à 18 m de profondeur.

L'équation 3.14 a aussi été appliquée en surface. La variable  $z$  pour cette condition frontière a toutefois été remplacée par la profondeur correspondant au haut du modèle, soit l'interface entre l'aquitard et l'aquifère située 10 m sous la surface. La température à cette limite en fonction du temps est illustrée à la figure 3.7.

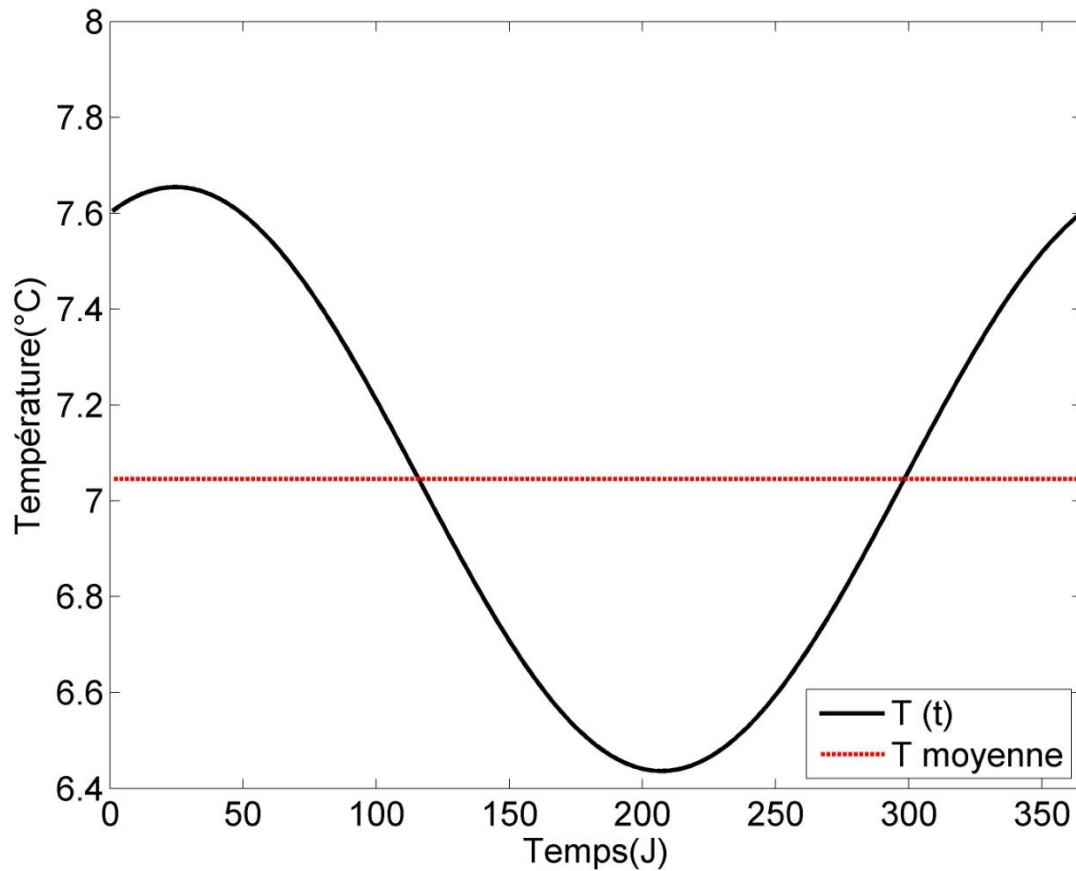


Figure 3.7: Illustration de la condition frontière de température à 10 m de profondeur variable en fonction du temps.

Afin d'éviter que deux conditions de frontières de type Dirichlet qui évoluent différemment en fonction du temps ne soient imposées sur deux limites voisines, une géométrie rectangulaire d'une épaisseur de 10 cm a été ajoutée à l'extérieur de la paroi de forage entre un rayon de 0,076 m et 0,086 m de l'axe central. Ainsi, une condition d'isolation thermique a été imposée à la limite supérieure de cette géométrie. Cette zone d'isolation empêche une erreur de se produire à la jonction des deux conditions de température et permet d'éviter l'instabilité numérique du modèle.

Une condition d'isolation thermique a été appliquée à la paroi du tubage de refoulement au haut du domaine. De plus, étant donné la nature axisymétrique du modèle, une condition de symétrie axiale a été imposée le long de l'axe vertical à  $r=0$  m. Il est à noter qu'une condition de symétrie

axiale est traitée comme une condition d'isolation thermique dans le module thermique de COMSOL.

### 3.3.3 Solution initiale

L'équation 3.16, a été imposée comme solution thermique initiale du sous-domaine en appliquant la valeur de 0 s à la variable t. La valeur de  $z$  a été ajustée afin de tenir compte d'une profondeur de 10 m au haut du modèle. Ainsi, l'équation résultante décrit un changement de température du milieu géologique en fonction de la profondeur  $z$ .

### 3.3.4 Paramètres thermiques

Afin d'évaluer les caractéristiques thermiques équivalentes d'un milieu géologique, il est nécessaire de regrouper les propriétés thermiques des particules de sol et de l'eau interstitielle en une seule valeur. À l'intérieur d'un domaine saturé, la fraction liquide d'un volume donné équivaut à la porosité ( $n$ ) du milieu. Les conductivités thermiques individuelles des composantes fluide ( $k_f$ ) et solides ( $k_r$ ) du milieu peuvent être regroupées à l'aide d'une moyenne volumique afin d'obtenir une conductivité thermique équivalente ( $k_{eq}$ ) de la matrice rocheuse (Domenico et Schwartz, 1998), soit :

$$k_{eq} = n \cdot k_f + (1 - n) \cdot k_r \quad (3.15)$$

À noter que d'autres types de moyennes peuvent servir à évaluer  $k_{eq}$ , (Domenico et Schwartz, 1998). Toutefois, seule la moyenne arithmétique présentée à l'équation 3.15 sera considérée. De la même façon, on utilise les valeurs de chaleur spécifique, de densité et de fraction volumique des différentes composantes du milieu afin d'obtenir une chaleur spécifique volumétrique équivalente ( $C_{seq}$ ) donnée par l'expression suivante :

$$C_{seq} = n \cdot C_{pf} \cdot \rho_f + (1 - n) \cdot C_{pr} \cdot \rho_r \quad (3.16)$$

Les équations 3.15 et 3.16 sont incorporées dans le module des sciences de la terre de COMSOL.



## 3.4 Maillage et degré des éléments

### 3.4.1 Discrétisation numérique

La résolution d'un problème numérique implique la discrétisation du domaine d'étude en une multitude d'éléments finis. Généralement, la précision de la réponse du modèle sera proportionnelle au nombre d'éléments constituant le maillage. Cependant, un maillage plus raffiné implique la manipulation de systèmes d'équations matriciels plus vastes, générant des temps de calcul plus importants. Il est donc souhaitable d'obtenir un nombre d'éléments optimal permettant une précision adéquate et un temps de calcul raisonnable.

Étant donné la forme allongée du PACP, l'approche de maillage favorisée a consisté à utiliser des éléments rectangulaires et à raffiner les portions du puits où des variations abruptes des comportements thermohydrauliques étaient anticipées. Cela a permis de limiter le nombre total d'éléments, en concentrant les éléments aux zones critiques du modèle. À l'horizontal, les éléments ont été raffinés davantage à proximité des parois du PACP. À la verticale, les zones jugées critiques où le maillage a été raffiné sont :

- la zone située à proximité de la base du tubage de refoulement et au haut de la chambre de décantation où l'on observe un changement abrupt de la direction d'écoulement du fluide à l'intérieur du puits.
- la zone en haut du puits, où l'écart de température entre l'eau entrant (LWT) et l'eau sortant (EWT) du puits est à son maximum.

La figure 3.8 illustre le maillage utilisé :

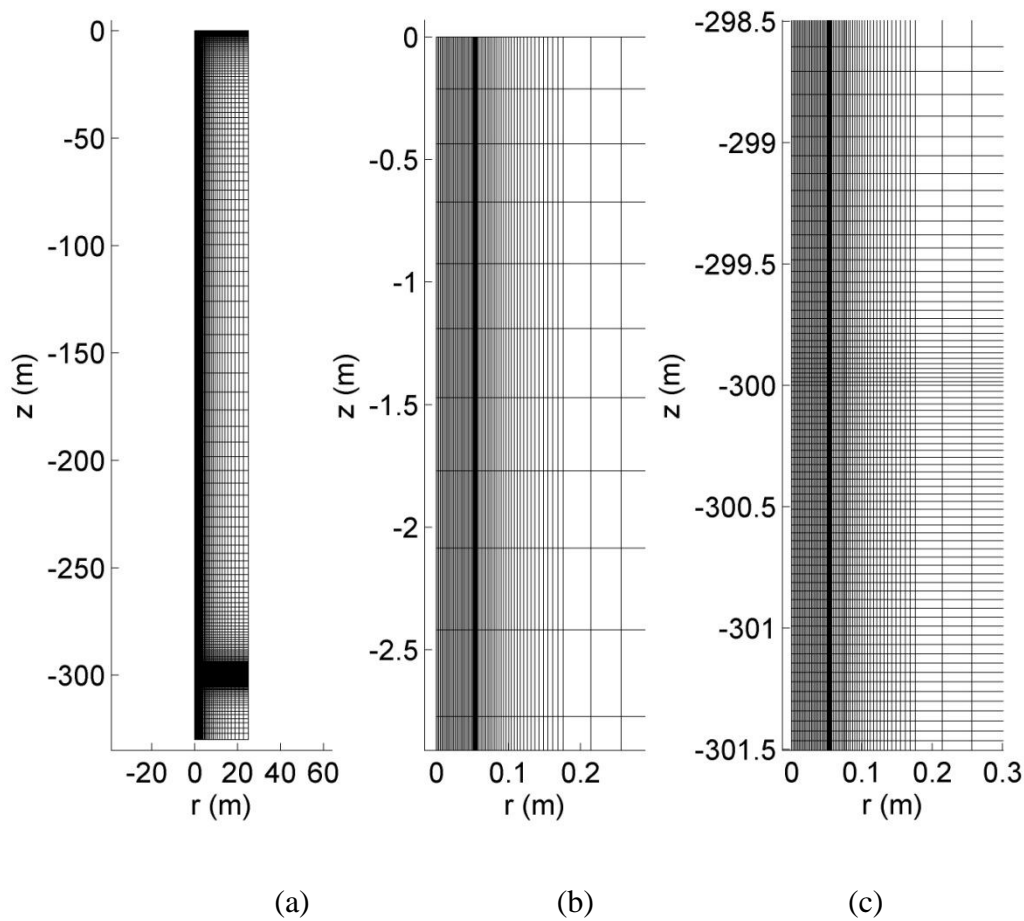


Figure 3.8: Illustration du maillage utilisé pour (a) l'ensemble du domaine d'étude, (b) le haut du modèle à proximité du PACP et (c) aux abords de la base de la conduite de refoulement.

Il est important de noter que l'obtention de résultats précis à cette dernière zone est particulièrement importante puisque la température et le débit d'entrée d'eau au puits sont fonction de la saignée, qui est elle-même fonction de la température de l'eau sortant du puits.

### 3.4.2 Test d'indépendance du maillage

Différentes configurations de maillages composés d'éléments triangulaires ou quadrangulaires ont été testées afin de déterminer la configuration permettant le plus petit nombre de degrés de liberté (DDL). Cette démarche, appelée test d'indépendance du maillage, a impliqué le raffinement graduel du maillage du domaine d'étude par itérations. Les différents cas de

maillages générés ont ensuite été soumis à une injection thermique constante pour une durée de temps fixe. La température en fin de simulation à un lieu donné du modèle, soit EWT, a été comparée pour chaque cas de maillage. Le test s'est poursuivi jusqu'à ce que la différence entre les résultats de deux configurations de maillages subséquentes ait été considérée négligeable.

Ainsi, une charge au sol de 93,3 kW, correspondant à un  $dT$  de  $5,87^{\circ}\text{C}$ , a été imposée pendant une période de deux heures avec une saignée de 10%. Les températures de l'eau sortant du PACP (EWT) à un temps de 7200 s ont ensuite été tracées en fonction du DDL associé à chaque cas de maillage. La figure 3.9 montre que le comportement thermique du modèle s'est stabilisé pour un maillage comprenant  $8,0 \times 10^5$  DDL et  $1,5 \times 10^5$  DDL pour des éléments triangulaires et quadrangulaires respectivement. Ce dernier type d'élément a donc été choisi pour mailler l'ensemble du modèle.

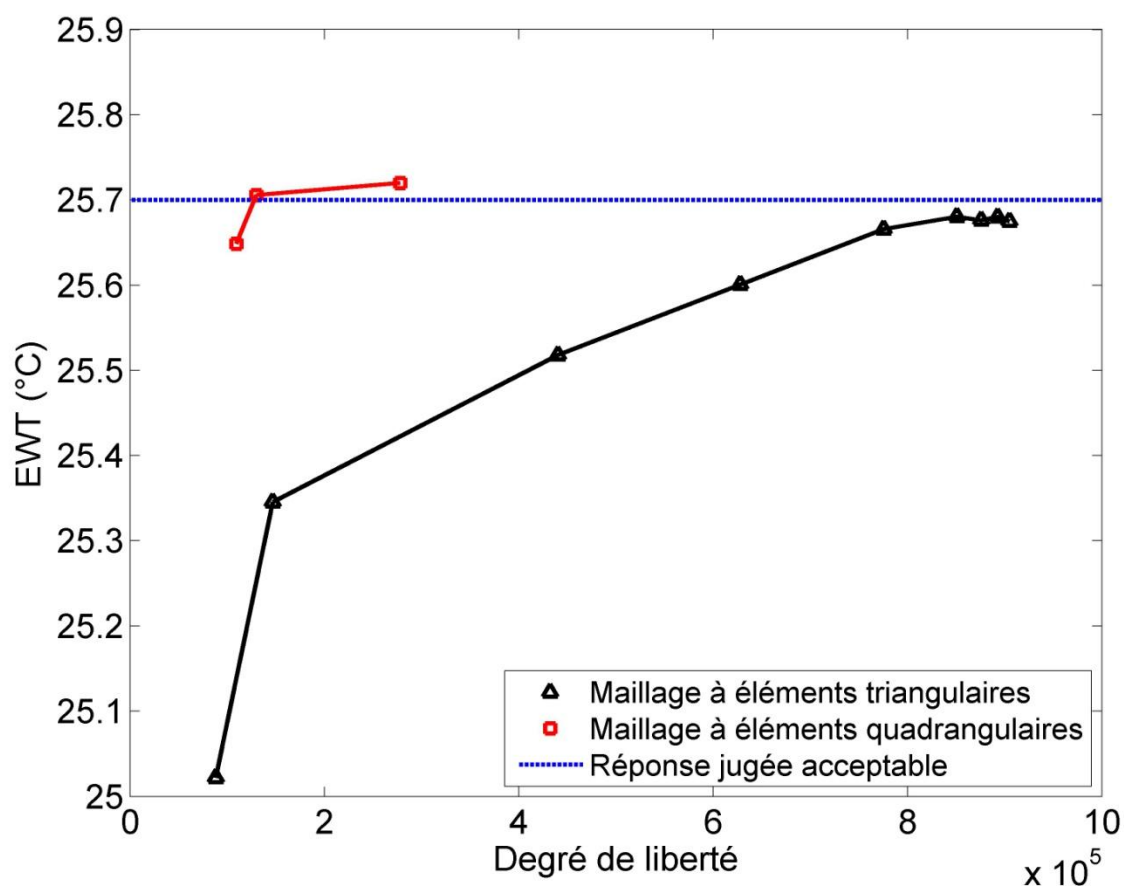


Figure 3.9: EWT observées en fonction du degré de liberté associé à différents cas de maillage.

La figure 3.10 illustre les variations de température observées à la base de la conduite de refoulement pour deux des cas de maillage testés.

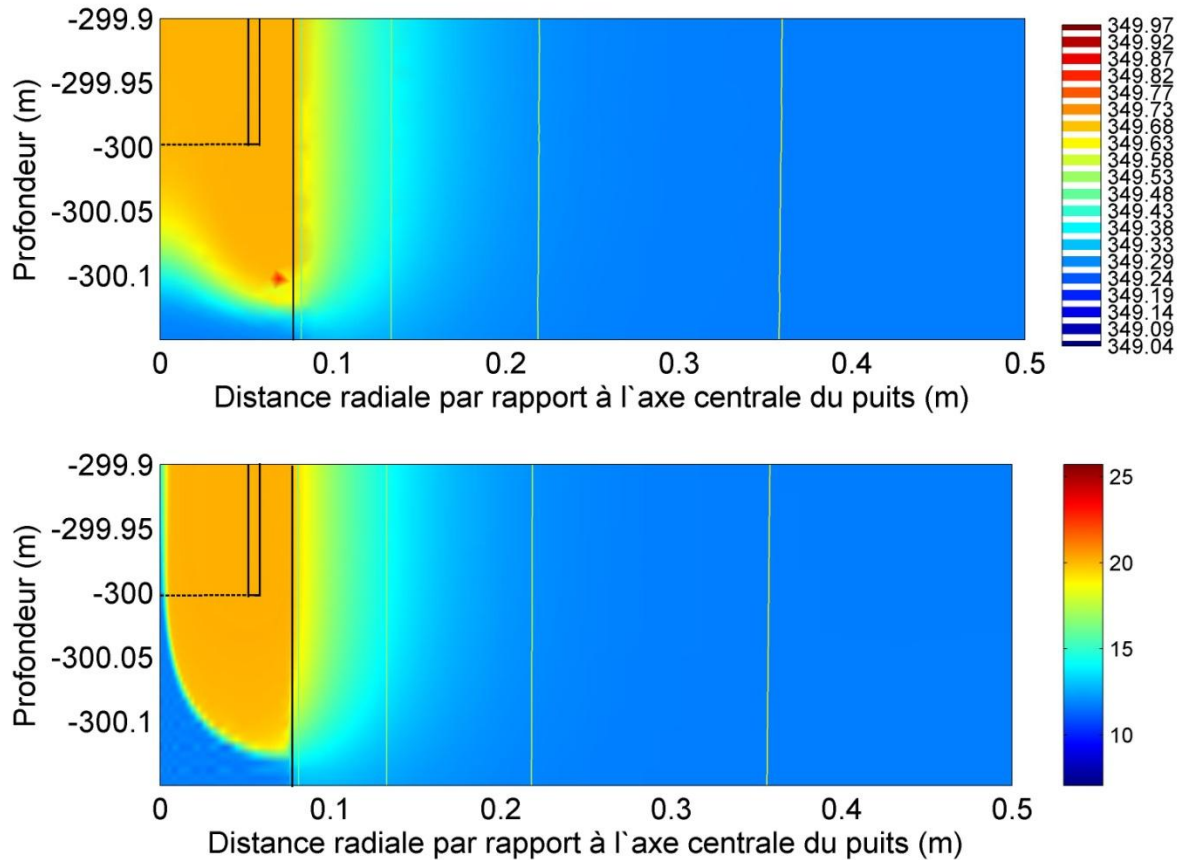


Figure 3.10: Comparaison des résultats de charges hydrauliques (contours) et températures (surface) pour maillage triangulaire (en haut) et maillage quadrangulaire (en bas).

Le maillage sélectionné comprenait 34 347 éléments quadrangulaires et 130 057 DDL. Des éléments à quatre nœuds (Lagrange - linéaire) ont été sélectionnés pour modéliser l'ensemble du domaine, à l'exception des trois sous-domaines formant la chambre de décantation. Dans cette zone, des éléments à huit nœuds (Lagrange - quadratique) et à douze nœuds (Lagrange - cubique) ont été sélectionnés afin d'améliorer la précision du modèle.

## CHAPITRE 4 VÉRIFICATION DU MODÈLE NUMÉRIQUE

Une des étapes importantes lors de l'élaboration d'un modèle numérique consiste à effectuer différentes simulations et d'interpréter les résultats afin d'en évaluer la validité des paramètres imposés au modèle. Cette étape permet ainsi de percevoir et de corriger différents problèmes introduits au modèle lors de son élaboration. Ces erreurs sont typiquement liées au choix du maillage, aux paramètres caractérisant les frontières et les sous-domaines et au type d'éléments.

Plusieurs simulations ont été effectuées lors de l'élaboration du modèle numérique. D'abord, le maillage a subi plusieurs itérations puisqu'un maillage trop grossier tendait à faire dériver les résultats des simulations. D'un autre côté, un maillage trop fin permettait des résultats d'une grande précision, mais engendrait des temps de calcul extrêmement longs, ce qui est peu pratique, particulièrement pour des simulations de longue durée. Les paramètres hydrauliques et thermiques caractérisant l'eau et le PVC ont aussi été modifiés à plusieurs reprises. Lorsque l'écart entre les conductivités hydrauliques de l'eau et du PVC était trop faible, le fluide circulant au puits tendait à traverser la paroi de la conduite de PVC. Lorsque cet écart était augmenté de façon trop importante, on observait une dérive numérique des résultats des simulations; notamment, un refoulement de plusieurs dizaines de mètres à l'entrée du PACP et/ou des températures d'eau au puits qui augmentaient de façon exponentielle sous l'influence d'une charge thermique constante. Finalement dans la zone de sédimentation, soit sous la base de la conduite de refoulement où le sens d'écoulement de l'eau à l'intérieur du PACP change de direction à l'intérieur d'un espace très contraint, des tests par essai-erreur ont démontré que l'utilisation d'éléments quadrangulaires et cubiques, respectivement pour le domaine hydraulique et thermique favorisait une transition régulière des températures de part et d'autre de la paroi de la conduite. Ceci permettait d'éviter une dérive numérique des résultats des simulations. Il est à noter que des éléments linéaires ont été favorisés pour les autres sous-domaines afin de permettre un nombre inférieur de degrés de liberté et des temps de calcul inférieurs.

Ainsi, ce chapitre présente des résultats de simulations ayant été réalisés afin de vérifier certains des comportements hydrauliques et thermiques du modèle développé. L'objectif est de vérifier que le choix du maillage, des paramètres du solveur et de l'ensemble des paramètres opérationnels imposés au modèle permettent une représentation réaliste du PACP en opération. Les paramètres thermohydrauliques et les paramètres du solveur sélectionnés seront présentés à

la section 4.1, puis la vérification des comportements hydrauliques et thermiques sera présentée aux sections 4.2 et 4.3 respectivement.

## **4.1 Paramètres physiques utilisés**

Le modèle développé considère que le PACP intercepte un horizon de roc composé d'un calcaire isotrope et homogène en milieu saturé. La conduite de refoulement du puits est constituée de PVC. Les propriétés hydrauliques et thermiques du roc, correspondant à celles d'un calcaire, de l'eau et du PVC sont présentées au tableau 4.1 ci-dessous. À moins d'avis contraire, ces paramètres ont été utilisés pour la réalisation des diverses analyses.

Tableau 4.1: Propriétés hydrauliques et thermiques utilisées.

Sous-domaine	Paramètre	Valeur	Commentaire/Source
<b>Fluide</b>	Conductivité hydraulique $K_f$	300 m/s	-
	Emmagasinement spécifique $S_f$	$3,28 \times 10^{-3} \text{ m}^{-1}$	Considérant une porosité efficace de 1 sur une épaisseur d'eau de 305 m
	Conductivité thermique $k_f$	0,6 W/(m·K)	(Incropera et al., 2007)
	Masse volumique $\rho_f$	1000 kg/m <sup>3</sup>	(Incropera et al., 2007)
	Chaleur spécifique massique $C_{pf}$	4200 J/(kg·K)	(Incropera et al., 2007)
<b>Roc</b>	Conductivité hydraulique $K_r$	$1,00 \times 10^{-6} \text{ m/s}$	(Domenico et Schwartz, 1998)
	Emmagasinement spécifique $S$	$3,03 \times 10^{-7} \text{ m}^{-1}$	Considérant un coefficient d'emmagasinement de $1 \times 10^{-4}$ (Chapuis, 2007)
	Porosité $n$	0,05 -	(Domenico et Schwartz, 1998)
	Conductivité thermique $k_r$	2 W/(m·K)	(Banks, 2008)
	Masse volumique $\rho_r$	2320 kg/m <sup>3</sup>	(Incropera et al., 2007)
	Chaleur spécifique massique $C_{pr}$	810 J/(kg·K)	(Incropera et al., 2007)
<b>Conduite de refoulement</b>	Conductivité hydraulique $K_p$	$1,00 \times 10^{-9} \text{ m/s}$	-
	Emmagasinement spécifique $S_p$	0 m <sup>-1</sup>	Considérant une porosité efficace nulle
	Conductivité thermique $k_p$	0,1384 W/(m·K)	(Titow, 1990)
	Masse volumique $\rho_p$	1300 kg/m <sup>3</sup>	(Titow, 1990)
	Chaleur spécifique massique $C_{pp}$	1200 J/(kg·K)	(Titow, 1990)

Tel que décrit à la section 2.3.3, la saignée par méthode d'insensibilité est typiquement activée lorsque EWT en climatisation atteint une valeur limite maximale de 29,2°C, puis est désactivée lorsque la température de l'eau s'abaisse à 26,4°C. En mode chauffage, la saignée est activée lorsque EWT atteint une température minimale de 5,8°C, puis est désactivée lorsque la température de l'eau augmente à 8,6°C. Afin de simplifier les commandes d'activation de la saignée, des températures correspondant à la moyenne entre la température d'activation et de

désactivation de la saignée ont été utilisées en chauffage et en climatisation. Ainsi, les températures limites maximales ( $T_{lim \max}$ ) et minimales ( $T_{lim \min}$ ) de 27,8°C et 7,2°C ont respectivement été utilisées comme températures d'activation/désactivation de la saignée.

Selon Nouanegue et al. (2009), on observe un flux de chaleur géothermique de l'ordre de 0,030 W/m<sup>2</sup> à 0,039 W/m<sup>2</sup> pour la région de Montréal. Une valeur de 0,030 W/m<sup>2</sup> a été utilisée pour l'ensemble des simulations.

Selon l'ASHRAE (2009), une température de l'air moyenne, une amplitude de température et un temps de décalage de 6,89°C, 15,08°C et 20,7 jours peuvent respectivement être utilisés pour la ville de Montréal. Tel qu'indiqué à la section 3.3.2, le temps de décalage correspond au temps moyen nécessaire pour atteindre la plus faible température annuelle à partir du 1<sup>er</sup> janvier.

Certains paramètres du solveur ont été ajustés afin de faciliter la résolution des simulations. À moins d'avis contraire, les valeurs indiquées ci-dessus ont été utilisées pour chaque simulation. Le solveur sélectionné est le solveur ségrégé. Cet outil est idéal pour la résolution de problèmes comprenant plus d'une équation d'état puisqu'il favorise l'échange d'information entre les deux jeux de matrices, favorisant ainsi une diminution du temps de calcul. Une tolérance de  $1 \times 10^{-3}$  a été utilisée pour l'ensemble des simulations afin de minimiser les erreurs à chaque pas de temps et ainsi d'éviter la dispersion numérique des résultats. Finalement, la solution a été évaluée pour des pas de temps correspondant à une minute. Le choix de ce pas de temps sera discuté davantage à la section 4.3.1. Notons toutefois que le pas de temps minimal devait être faible par rapport à l'intervalle de temps entre deux charges, qui pour certaines simulations, varie linéairement entre chaque donnée horaire.

## 4.2 Vérification du comportement hydraulique

Puisqu'une part importante du transfert thermique dans un PACP en opération s'effectue par advection-convection (Lee, 2011), il a été considéré qu'une erreur sur les flux hydrauliques engendrerait une erreur significative sur les températures du modèle. Ainsi, une attention particulière a été portée à la vérification des comportements hydrauliques du modèle. Plusieurs vérifications ont été effectuées afin de confirmer que le modèle représentait correctement les vitesses d'écoulement à l'intérieur du PACP. Ces simulations comprenaient :



- vérification du profil de vitesse vertical à l'intérieur du PACP et de la conduite de refoulement ;
- vérification du profil de débit horizontal traversant les parois de la conduite de refoulement ;
- vérification du bilan hydraulique.

Afin de soumettre le modèle à des conditions d'opération plus contraignantes, les tests impliquant les vitesses verticales et les vitesses normales traversant la conduite de refoulement ont été effectués à un débit de  $0,0063 \text{ m}^3/\text{s}$  (100 gpm), soit un débit supérieur aux débits typiques d'opération du PACP. Cette amplification du débit permettait de considérer que si l'eau ne traversait pas la paroi de la conduite de refoulement à un débit plus élevé, on pourrait s'attendre à ce qu'elle soit encore moins susceptible de la traverser pour un débit plus faible. Toutefois, les simulations traitant des autres comportements hydrauliques ont été effectués sous des conditions de débit typique, soit de  $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$  (60 gpm).

#### 4.2.1 Vérification du profil de vitesse verticale

Les vitesses verticales du fluide ascendant et descendant ont été évaluées à différentes profondeurs le long du puits jusqu'à la base de la conduite de refoulement. L'analyse a été effectuée en régime transitoire sur une période de sept jours à un débit de  $0,0063 \text{ m}^3/\text{s}$  (100 gpm) et pour des saignées de 0% et 100%. Les vitesses verticales moyennes du fluide ascendant et descendant ont respectivement été évaluées par intégration numérique de  $v(r) \cdot dr$  de  $r = 0 \text{ m}$  à  $r = r_i$ , soit entre le centre du puits et la paroi interne de la conduite de refoulement, puis de  $r = r_o$  à  $r = r_b$ , correspondant à la distance entre la limite externe de la conduite et la limite du forage.

L'objectif premier de cette démarche était de confirmer que l'eau à l'intérieur de la conduite de refoulement avait une vitesse verticale constante pour n'importe quel scénario de saignée, ce qui indiquerait qu'une quantité négligeable d'eau traverse la paroi de la conduite. Un deuxième objectif était d'observer le profil de vitesse entre la conduite et la paroi du puits pour un scénario de saignée nulle et de 100%.

La figure 4.1 présente le profil de vitesse verticale de l'eau en fonction de la profondeur pour un scénario de saignée nulle et de 100%.

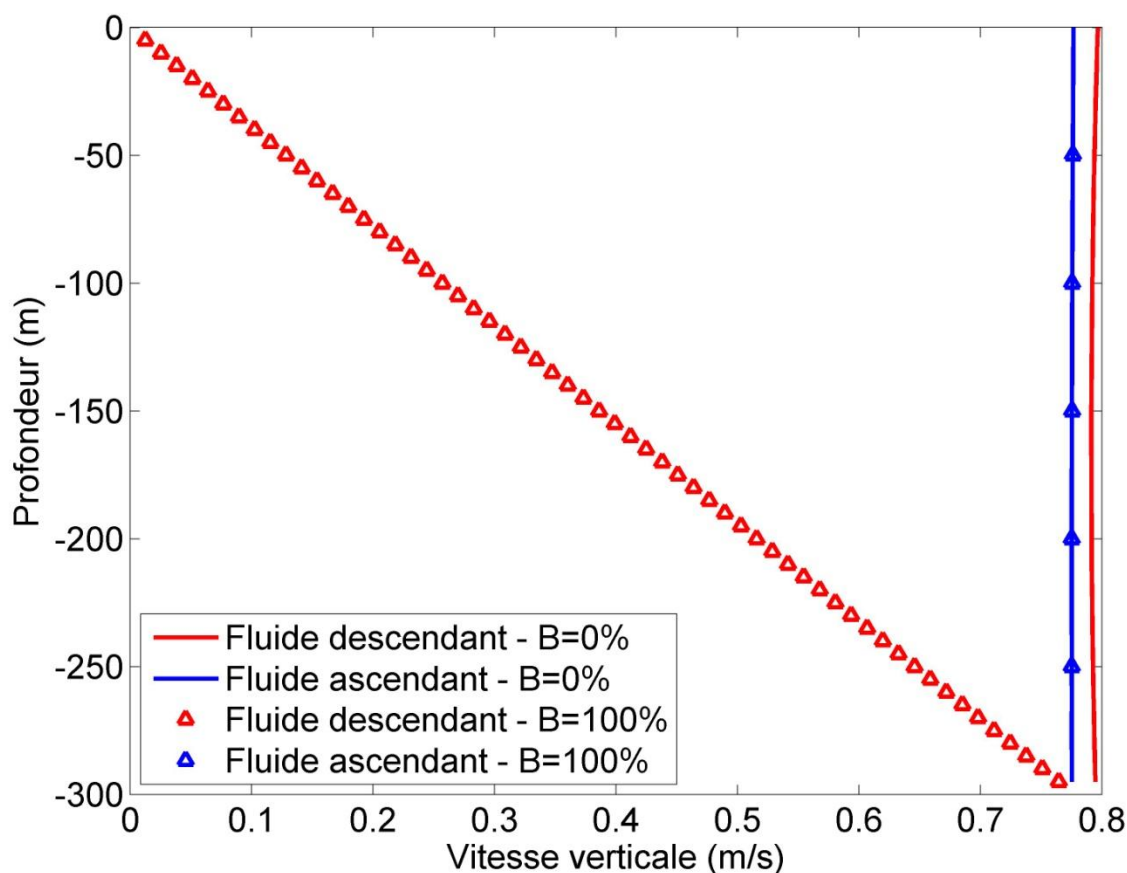


Figure 4.1: Profil de vitesse verticale en fonction de la profondeur pour deux scénarios de saignée.

La figure 4.1 illustre que pour les deux scénarios de saignée le profil de vitesse du fluide ascendant est constant, confirmant que la conduite agit bien comme une frontière imperméable. De plus, on constate que la vitesse verticale est pratiquement constante pour le scénario de saignée nulle. Cependant, on observe des vitesses légèrement supérieures aux extrémités, soit à proximité des points de décharge et de pompage, et une vitesse minimale à proximité du centre du puits. Ce profil est en accord avec la figure 2.3, soit le profil de vitesse horizontal présenté par Yuill et Mikler (1995), où l'eau a une vitesse horizontale maximale aux extrémités du PACP et minimale en son centre. Une augmentation des vitesses horizontales à la paroi du forage engendrera nécessairement une augmentation de la vitesse verticale de l'eau descendante à la même élévation. Nous discuterons davantage de ce phénomène à la section 5.3.1, où le profil de

vitesse horizontal le long de la paroi du PACP est présenté pour différents scénarios de saignée. Finalement, la figure 4.1 confirme que pour un scénario de 100% de saignée, la vitesse augmente linéairement avec la profondeur le long du puits.

Les vitesses verticales des fluides ascendants et descendants obtenues à différentes profondeurs pour chacun des scénarios de saignée, utilisées pour générer la figure 4.1, sont présentées à l'Annexe 2. Puisque les vitesses ascendantes devraient théoriquement être constantes, les données présentées à l'Annexe 2 permettent d'évaluer des erreurs relatives par rapport à la vitesse maximale obtenue. Ainsi, on obtient des erreurs relatives maximales de 26,4% à la fois pour des saignées de 0% et de 100% sur l'ensemble des 300 m. Toutefois, il est à noter qu'en excluant les 10 cm à la base de la conduite de refoulement, on obtient des erreurs relatives inférieures à 0,20% et 0,17% pour des saignées de 0% et de 100% respectivement. Similairement, pour le profil de vitesse verticale de l'eau descendante sous l'influence d'une saignée nulle, l'erreur relative maximale calculée est de 25,09%. Toutefois, en excluant les 2 cm à la base de la conduite de refoulement, on obtient des erreurs relatives inférieures à 1,06%. Étant donné qu'à la base de la conduite le sens d'écoulement de l'eau du PACP change de façon abrupte, on s'attend à ce que cette zone génère une certaine turbulence qui engendrera inévitablement une non-linéarité des vitesses verticales. Ainsi, le degré de précision observé sur le profil de vitesse verticale est jugé acceptable.

De plus, tel qu'attendu, la vitesse de l'eau descendante augmente linéairement pour une saignée de 100 %. D'ailleurs, une régression linéaire effectuée pour la vitesse montre un coefficient de corrélation de 0,993 pour l'ensemble des données et de plus de 0,999 pour toutes les données excluant le dernier centimètre à la base de la conduite, ce qui est jugé acceptable.

Finalement, les vitesses imposées comme conditions limites, soient  $v_{in}$ , à l'intérieur de la conduite de refoulement, et  $v_{out}$ , entre la paroi externe de la conduite et la limite du forage, ont été comparées aux valeurs moyennes évaluées par intégration numérique du flux sur la surface traversée à ces frontières. Les différences relatives des vitesses sont inférieures à 0,20 % à la fois pour la frontière in et out et des saignées de 0 % et 100 %, à l'exception du fluide descendant pour un scénario de saignée de 100 %. Pour ce scénario, la vitesse imposée comme condition limite est nulle, alors que la vitesse évaluée numériquement est de l'ordre de  $1 \times 10^{-7}$  m/s. Étant donné la valeur nulle, l'erreur relative n'est pas un indicateur valable pour comparer ces données,

notons toutefois que la vitesse évaluée numériquement est de faible amplitude et que la valeur obtenue est jugée acceptable.

#### 4.2.2 Vérification du débit horizontal traversant la conduite de refoulement

Les débits de l'eau perpendiculaires aux parois de la conduite de refoulement ont été évalués à la mi-épaisseur de la conduite pour différents scénarios de saignée afin d'en évaluer son imperméabilité. L'analyse a été effectuée en régime permanent à un débit de  $0,0063 \text{ m}^3/\text{s}$  (100 gpm) et des saignées de 0% et 100%. Le profil de débits horizontaux correspondant pour des saignées de 0% et de 100% est illustré à la figure 4.2.

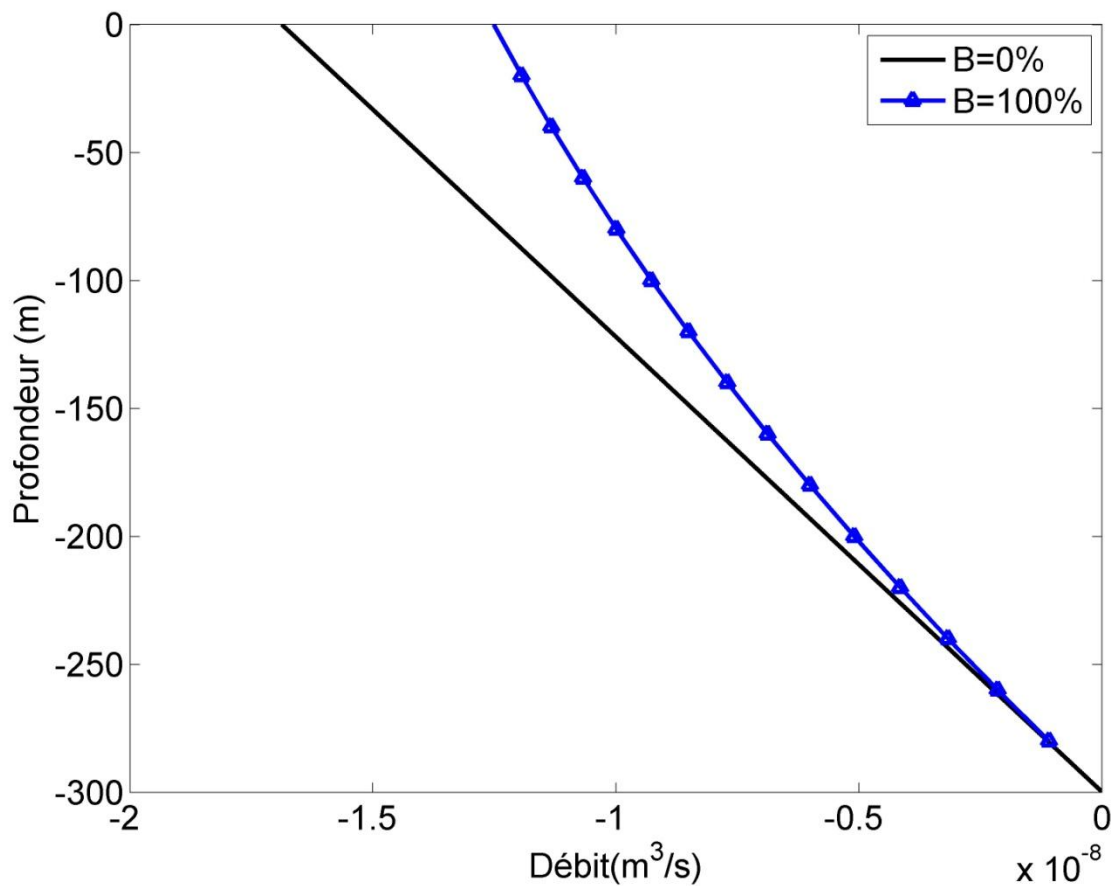


Figure 4.2: Profil de débit horizontal traversant la conduite de refoulement pour deux scénarios de saignée.

On constate d'abord que les débits traversant la conduite sont de l'ordre de  $10^{-8} \text{ m}^3/\text{s}$  et peuvent être considérés comme étant négligeables par rapport au débit imposé au PACP, soit de  $0,0063 \text{ m}^3/\text{s}$ . De plus, on constate que les débits les plus importants pour chaque saignée se situent au haut du modèle, soit à  $z=0 \text{ m}$  où la différence de charge hydraulique entre l'eau de part et d'autre de la conduite de refoulement est à son maximum. Pour une saignée nulle, ce débit diminue linéairement pour atteindre une valeur nulle à la base de la conduite de refoulement, soit le point où la charge hydraulique est la même de part et d'autre de la paroi du tube. Pour une saignée de 100%, un cône de rabattement se formera autour du puits. La charge hydraulique au haut de la conduite d'eau descendante sera encore une fois à son maximum à  $z=0 \text{ m}$ . Toutefois, le rabattement tendra à réduire la différence entre les charges hydrauliques de part et d'autre de la conduite de refoulement, réduisant davantage la charge du côté du fluide descendant. Ainsi, puisque la différence de charge pour la situation avec 100% de saignée est moins importante, le débit horizontal résultant sera aussi inférieur, ce qui explique que la courbe en bleu ( $B=100\%$ ) montre des débits moindres que la courbe en rouge ( $B=0\%$ ). Il est à noter que la valeur négative indique que la vitesse se dirige vers l'axe central du puits.

### 4.2.3 Vérification du bilan de masse

Un bilan des débits a été effectué afin de vérifier que le bilan de masse était nul pour tous les pas de temps. L'analyse a été effectuée en régime transitoire avec un modèle opérant à un débit de  $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$  (60 gpm) et une saignée constante de 30% pour une période de trois jours.

La relation suivante permet d'exprimer la somme des débits traversant les frontières du domaine (premier terme), aux débits influençant chacun des sous-domaines (deuxième terme) :

$$\sum_{j=1}^n \vec{q}_j \cdot \vec{n} \cdot A_j - \sum_{i=1}^m S_{si} \cdot \frac{\partial h_i}{\partial t} \cdot V_i = 0 \quad (4.2)$$

où  $q$  est le débit traversant la frontière par unité d'aire ( $\text{m}/\text{s}$ ),  $n$  représente la normale à la frontière considérée,  $A$  est l'aire traversée ( $\text{m}^2$ ),  $S_s$  est l'emmagasinement spécifique de l'aquifère ( $\text{m}^{-1}$ ),  $h$  est la charge hydraulique ( $\text{m}$ ),  $V$  est le volume du sous-domaine ( $\text{m}^3$ ), les indices  $j$  et  $i$  représentent les frontières et les sous-domaines respectivement et finalement  $n$  et  $m$  représentent le nombre total de frontières et les sous-domaines respectivement. Ainsi, en vertu de la loi de

conservation de masse, un bilan de masse nulle implique que la différence entre le premier et le deuxième terme de l'équation 4.2 est nulle.

Le débit traversant chaque frontière du modèle a été évalué par l'intégration numérique du vecteur normal du flux le long de la frontière. Un facteur de révolution  $2 \cdot \pi \cdot rad$  a été multiplié à cette valeur afin d'obtenir le flux correspondant sur l'ensemble du domaine. Similairement, le flux sur chaque sous-domaine a été évalué en dérivant numériquement la différence de charge par rapport au temps et en multipliant par le volume et l'emménagement spécifique.

La différence entre les flux aux frontières et aux sous-domaines en fonction du temps est présentée à la figure 4.3 ci-dessous.

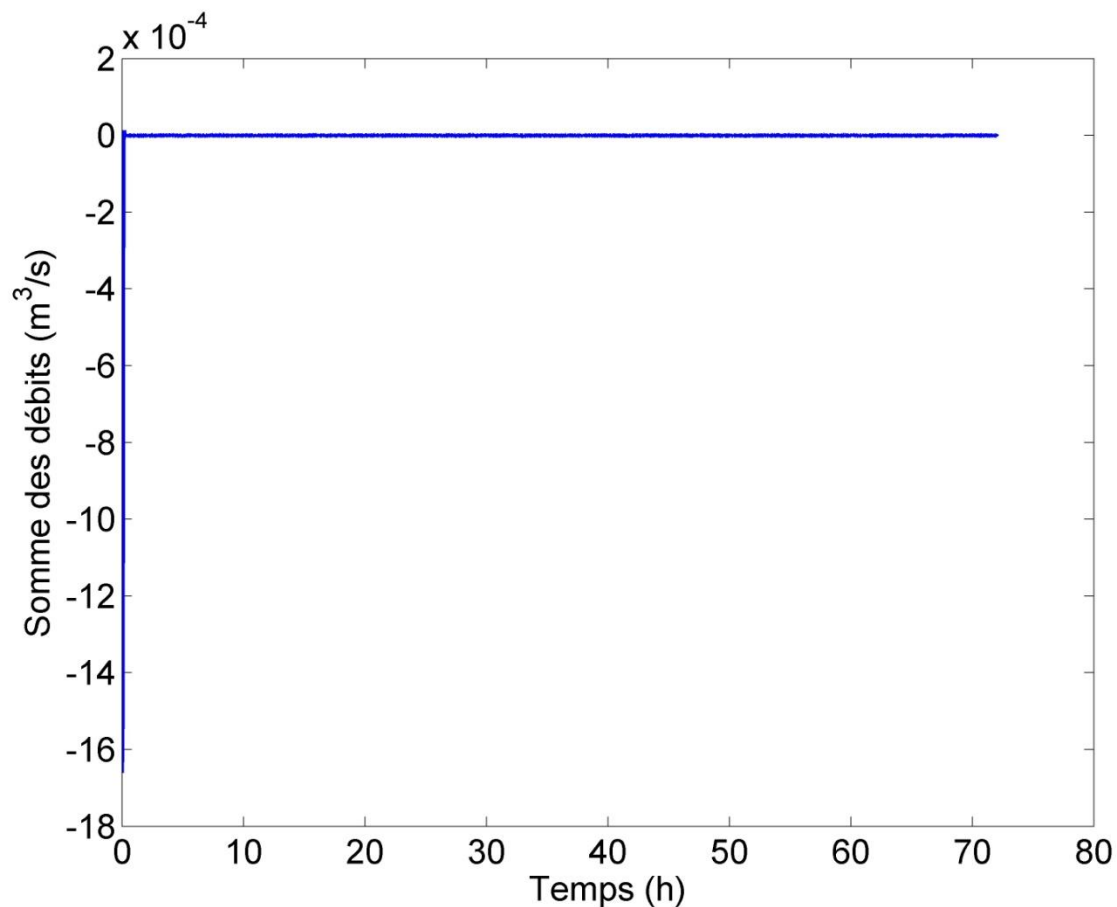


Figure 4.3: Bilan de masse tendant vers zéro.

D'abord, on constate qu'en début de simulation, la somme des débits est de l'ordre de  $-1,7 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$  mais que cette valeur tend rapidement vers zéro. D'ailleurs, au-delà de 20 heures d'opération, l'ordre de grandeur de la somme des débits est inférieur à  $10^{-6}$  et oscille autour de  $10^{-7}$  au-delà de 480 secondes d'opération, ce qui est considéré comme étant négligeable. Le degré de précision obtenu est jugé acceptable.

### 4.3 Vérification du comportement thermique

Plusieurs vérifications ont été effectuées afin de confirmer que le modèle représentait correctement le transfert de chaleur à l'intérieur du PACP. Ces simulations comprenaient :

- vérification des différences de températures aux limites d'entrée du PACP ;
- vérification du bilan d'énergie en fonction du temps ;

Il est à noter qu'étant donné que les conditions frontière du modèle thermiques varient en fonction du temps et que la circulation continue du fluide et son chauffage constant empêche le modèle d'atteindre une température constante, il devient impossible d'effectuer les simulations utilisant le modèle thermique en régime permanent.

#### 4.3.1 Vérification des différences de températures entre EWT et LWT

Des simulations ont été réalisés afin de vérifier que la température *LWT* simulée correspondait à la somme de *EWT* et *dT*. Cette vérification permettait de vérifier que la différence de température résultant de la charge imposée, tel que décrit à l'équation 3.12 était bien prise en compte par le modèle. Il est à noter que lors de certaines simulations effectuées en cours d'élaboration du modèle, cette égalité n'était pas satisfaite. Ce problème survenait typiquement lors de simulations à charge variables lorsque le pas de temps imposé au solveur était trop grand. Ainsi, la vérification du bon fonctionnement de la condition frontière de charge thermique permet, indirectement, de vérifier que le pas de temps utilisé est adéquat. Il est à noter qu'un pas de temps de 60 secondes a été imposé au solveur pour l'ensemble des simulations.

Une première simulation a été réalisé avec un modèle opérant à charge constante de 70 kW imposée au fluide circulant à travers la PAC, sans saignée, à un débit de  $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$  (60 gpm)

sur une période de trois jours. Une seconde simulation a été réalisée en considérant une charge variable à chaque pas de temps en gardant les autres paramètres opérationnels constants. La charge variait linéairement entre chaque valeur horaire imposée. Le patron de charge pour la période de trois jours est illustré à la figure 4.4 ci-dessous.

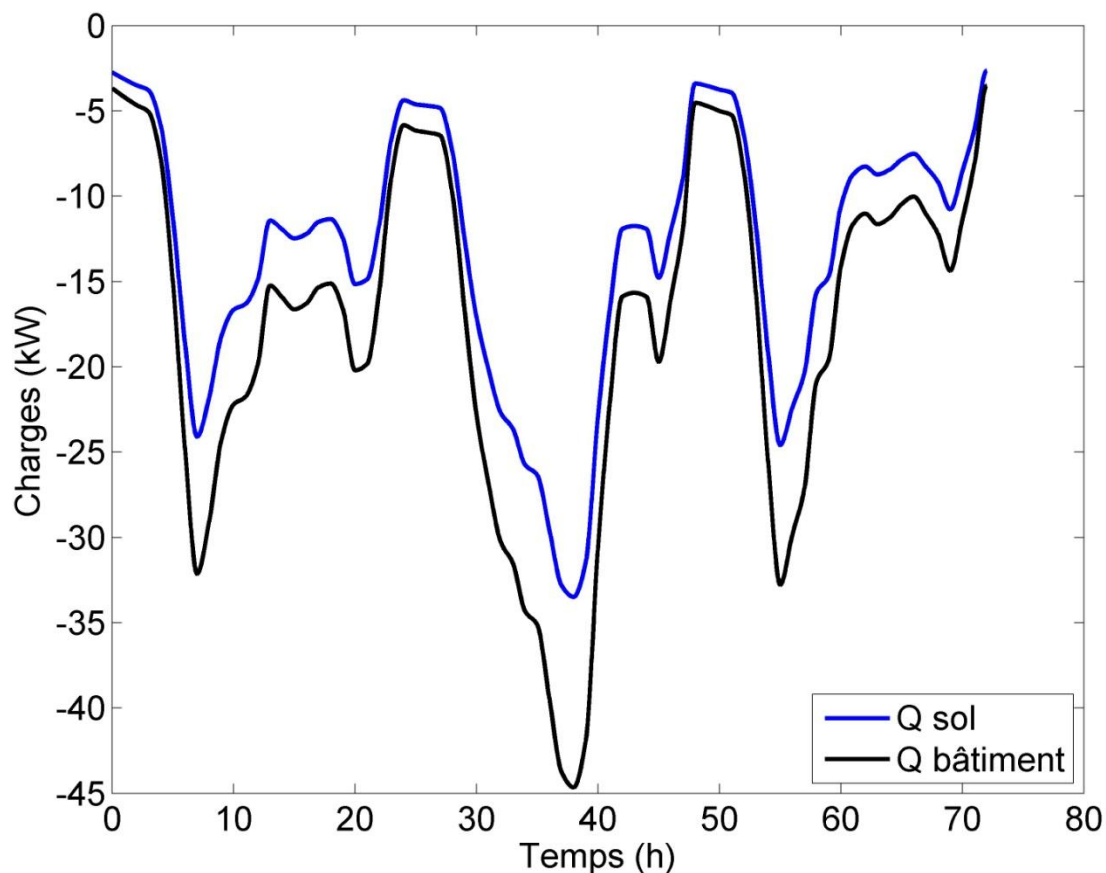


Figure 4.4: Profil de charge utilisé pour la simulation à charge variable sur trois jours.

Tel qu'illustré, les charges minimale et maximale au bâtiment étaient de -44,65 kW et -3,52 kW respectivement. Ainsi, en considérant un COP en chauffage constant de 4, la charge au sol résultante variait entre -33,49 kW et -2,64 kW. Les résultats pour les simulations à charges constantes et variables sont présentés à la figure 4.5.



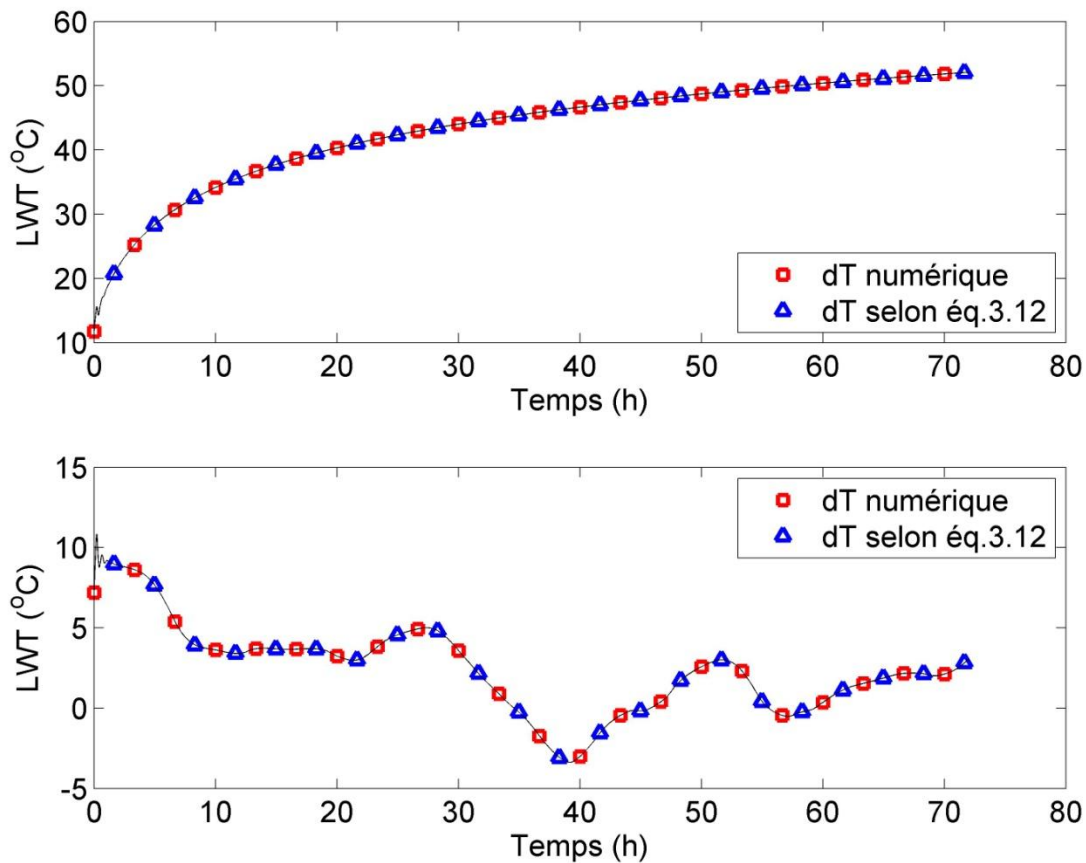


Figure 4.5: Comparaison de LWT évalué numériquement et LWT calculé à l'aide de l'équation 3.12 en fonction du temps.

Tel qu'illustré à la figure 4.5, les valeurs de températures obtenues par les deux approches sont très similaires<sup>5</sup>. D'ailleurs, en comparant les deux jeux de données, on obtient des erreurs relatives maximales de  $1,56 \times 10^{-13}\%$  et de  $9,25 \times 10^{-3}\%$  respectivement pour les simulations à charges constantes et variables. Ces valeurs sont considérées comme étant suffisamment précises, ainsi, la condition frontière d'injection thermique opère à une précision jugée suffisante.

---

<sup>5</sup> À noter que l'essai présenté à la figure 4-5 ne tient pas compte du gel possible de l'eau puisque l'objectif visé était simplement de comparer la différence de température observée ( $dT$ ) à celle résultant de la charge thermique imposée.

### 4.3.2 Vérification du bilan d'énergie

Un bilan de l'énergie totale en fonction du temps a été effectué afin de vérifier que l'énergie entrant au PACP équivalait à la somme de l'énergie sortant et l'énergie emmagasinée au sein des différents sous-domaines. L'analyse a été effectuée en régime transitoire à un débit de 0,0038 m<sup>3</sup>/s (60 gpm) pour un scénario de 30% de saignée. Le transfert thermique dans chaque sous-domaine a été évalué en dérivant numériquement la différence de température par rapport au temps et en multipliant par son volume, sa masse volumique et sa chaleur spécifique. La sommation de ces transferts thermiques permettait d'obtenir un transfert de chaleur global pour l'ensemble du domaine. Cette relation peut être exprimée selon l'expression suivante :

$$\sum_{j=1}^n \vec{q}_j \cdot \vec{n} \cdot A_j - \sum_{i=1}^m V_i \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \cdot \rho_i \cdot C_{pi} = 0 \quad (4.3)$$

où  $q$  est le transfert thermique à la frontière par unité d'aire (W/m<sup>2</sup>),  $n$  représente la normale à la frontière considérée,  $A$  est l'aire traversée (m<sup>2</sup>),  $\rho$  est la masse volumique (kg/m<sup>3</sup>),  $C_p$  est la chaleur spécifique (J/kg·K),  $T$  est la température (°C),  $V$  est le volume du sous-domaine (m<sup>3</sup>), les indices  $j$  et  $i$  représentent les frontières et les sous-domaines respectivement et finalement  $n$  et  $m$  représentent le nombre total de frontières et les sous-domaines respectivement.

La figure 4.6 illustre l'évolution des transferts thermiques aux sous-domaines et aux frontières ainsi que la somme de ces transferts en fonction du temps.

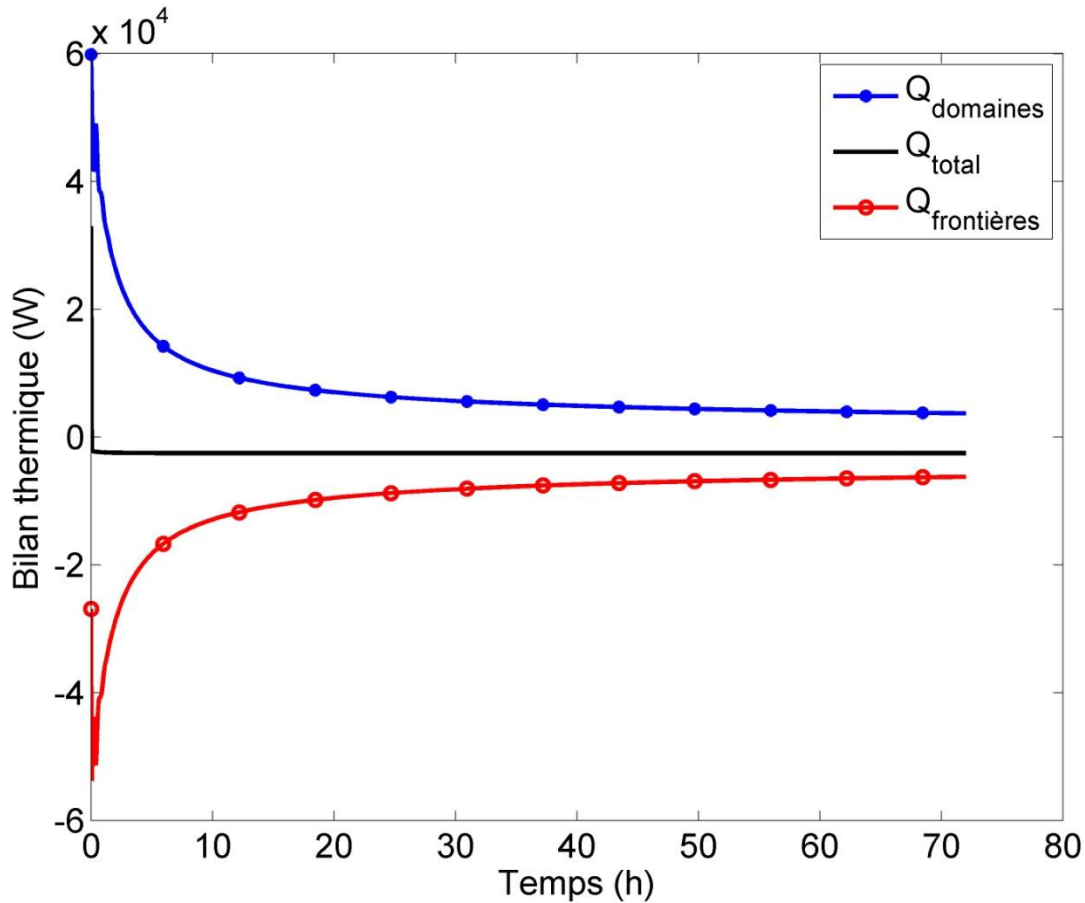


Figure 4.6: Somme des transferts thermiques aux sous-domaines (bleu) et aux frontières (rouge) en fonction du temps et bilan thermique résultant (noir).

D'abord, la figure illustre qu'un transfert thermique global maximal de  $3,2954 \times 10^4$  W a lieu au premier pas de temps. Toutefois, cette valeur tend à diminuer très rapidement pour atteindre une valeur de  $-2,542 \times 10^3$  W à  $t=72$  heures. On constate que malgré le fait que les transferts thermiques aux sous-domaines et aux frontières ne s'annulent pas entièrement, la valeur de chaque courbe tend progressivement vers zéro. Bien qu'une erreur de  $2,542 \times 10^3$  W de magnitude après 72 heures d'injection semble importante, il est à noter que cette valeur représente une erreur de 3,63% de l'injection thermique imposée au modèle, soit de 70 000 W.

Cette section a permis de vérifier que les comportements thermohydrauliques du modèle développé représentaient convenablement les comportements attendus. Le chapitre suivant visera

à illustrer les comportements thermohydrauliques du PACP sous différentes conditions d'opération.

## **CHAPITRE 5 ÉVALUATION DES COMPORTEMENTS THERMOHYDRAULIQUES DU PACP**

Compte tenu de la profondeur importante des puits géothermiques, il est fréquent, lors du forage dans le roc, d'intercepter des zones de fractures. L'interception de ces zones engendrera généralement une augmentation des venues d'eau. La présence de ces zones agit comme chemin d'écoulement préférentiel pour l'eau souterraine, lui permettant ainsi d'atteindre des vitesses d'écoulement nettement supérieures à celles typiquement observées dans la matrice rocheuse. L'opération d'un système géothermique à boucle ouverte, tel un PACP, implique le pompage de l'eau souterraine. Il est donc possible que la présence de zones fracturées accentue le transfert thermique convectif entre le puits et le milieu géologique, favorisant ainsi les performances du système.

Le modèle au milieu poreux équivalent, décrit dans les sections précédentes, a été modifié afin de créer un modèle intégrant une zone de fractures<sup>6</sup>. L'objectif de cet ajout était d'arriver à comparer les performances thermohydrauliques des PACPs opérant dans chacun des deux milieux et ainsi, d'évaluer l'impact de la présence d'une zone de fractures. Les deux modèles ont donc été soumis à une série de simulations permettant d'illustrer leurs comportements types et de noter les différences observées.

### **5.1 Modélisation d'une zone de fractures**

Une zone de fractures d'une épaisseur de 25 cm a été ajoutée au modèle entre 209,75 m et 210 m de profondeur ( $-199,75 \text{ m} \leq z \leq -200 \text{ m}$ ). Afin de bien percevoir l'impact des fractures, une conductivité hydraulique 1000 fois supérieure à celle du milieu encaissant a été utilisée afin de caractériser la zone. Toutefois, afin de conserver une conductivité hydraulique globale équivalente du milieu géologique, la conductivité hydraulique du milieu poreux a aussi été ajustée en considérant que la moyenne arithmétique des conductivités hydrauliques de l'aquifère

---

<sup>6</sup> Dorénavant, les termes modèle poreux et modèle fracturé seront respectivement utilisés pour désigner le modèle au milieu poreux équivalent et le modèle intégrant la zone de fracture.

(avec fracture) devait être équivalente à la conductivité hydraulique du modèle poreux. Ainsi, des conductivités hydrauliques de  $5,692 \times 10^{-7}$  m/s et  $5,692 \times 10^{-4}$  m/s ont respectivement été assignées à l'aquifère et à la zone de fractures. Il est à noter que les autres paramètres thermohydrauliques, présentés au tableau 4.1 sont demeurés constants.

Le maillage a été raffiné dans la zone de fractures ainsi que dans l'espace annulaire contenant le fluide descendant. Le maillage sélectionné comprenait 58 362 éléments quadrangulaires et 331 632 DDL. Le degré des éléments n'a généralement pas été modifié par rapport au modèle poreux. Toutefois, des éléments à huit nœuds (Lagrange - quadratique) ont été utilisés pour modéliser les comportements hydrauliques dans la zone de fractures ainsi que dans l'eau à l'intérieur du PACP, en haut et en bas de la zone fracturée. De plus, des éléments à douze nœuds (Lagrange - cubique) ont été sélectionnés afin de représenter les comportements thermiques de ces mêmes zones. Le maillage résultant du modèle fracturé est illustré à la figure 5.1.

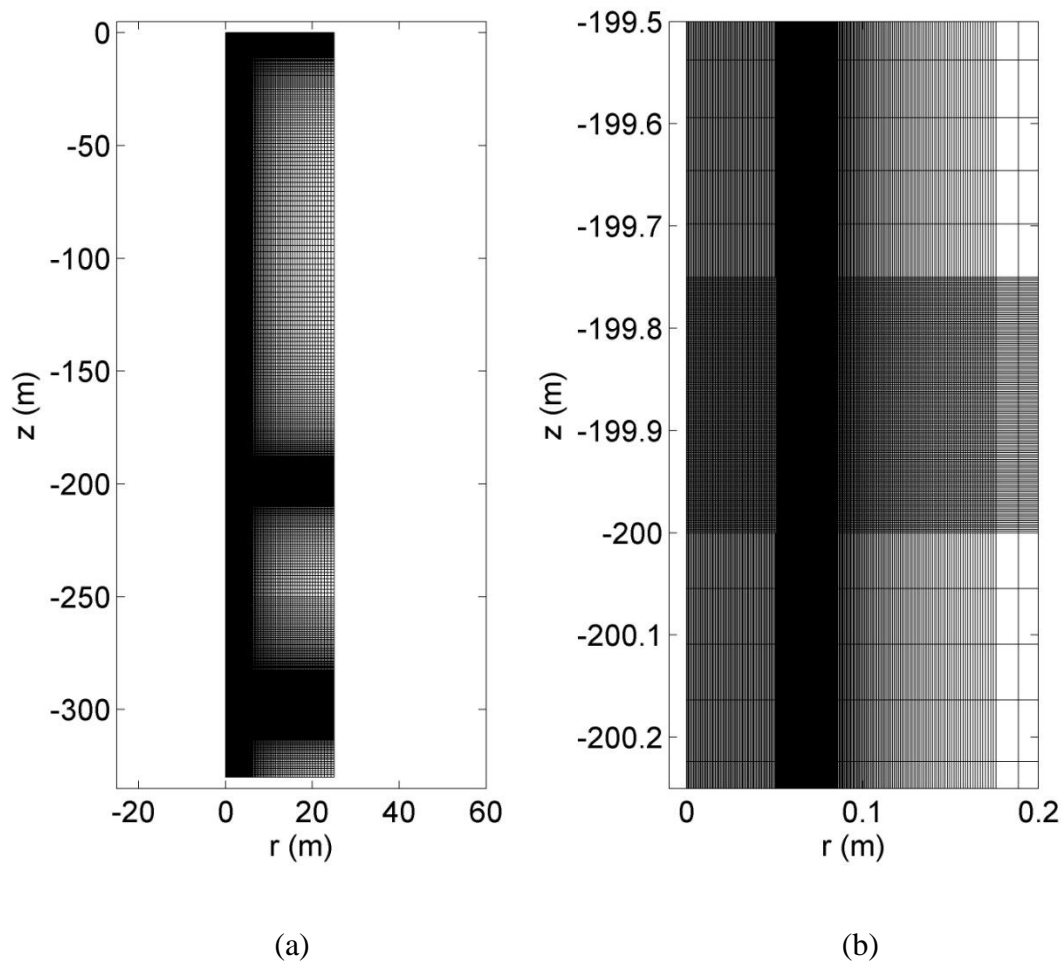


Figure 5.1: Illustration du maillage utilisé pour le modèle intégrant une zone de fractures (a) pour l'ensemble du domaine d'étude, (b) aux abords de la zone de fractures.

Puisque le nouveau maillage est plus raffiné et qu'il comporte plus de degrés de liberté que celui du modèle poreux, il n'a pas été jugé nécessaire d'effectuer un second test d'indépendance du maillage. Nous verrons d'ailleurs à la section 5.2 que les réponses du modèle fracturé sont pratiquement identiques à celles du modèle poreux pour certaines conditions d'opération.

## 5.2 Illustration de comportements types

### 5.2.1 Simulation de circulation continue

Les modèles ont été soumis à une simulation de circulation continue d'une durée de trois heures afin d'illustrer les variations de température du fluide circulant au PACP sans l'influence d'une charge thermique. Les températures ont été évaluées par intégration numérique de la température sur la surface traversée à l'intérieur de la conduite de refoulement, au haut du modèle ( $z=0$  m) ainsi qu'à la base de la conduite ( $z=-300$  m). La figure 5.2 illustre le comportement thermique du PACP opérant sans saignée à un débit de  $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$  (60 gpm).

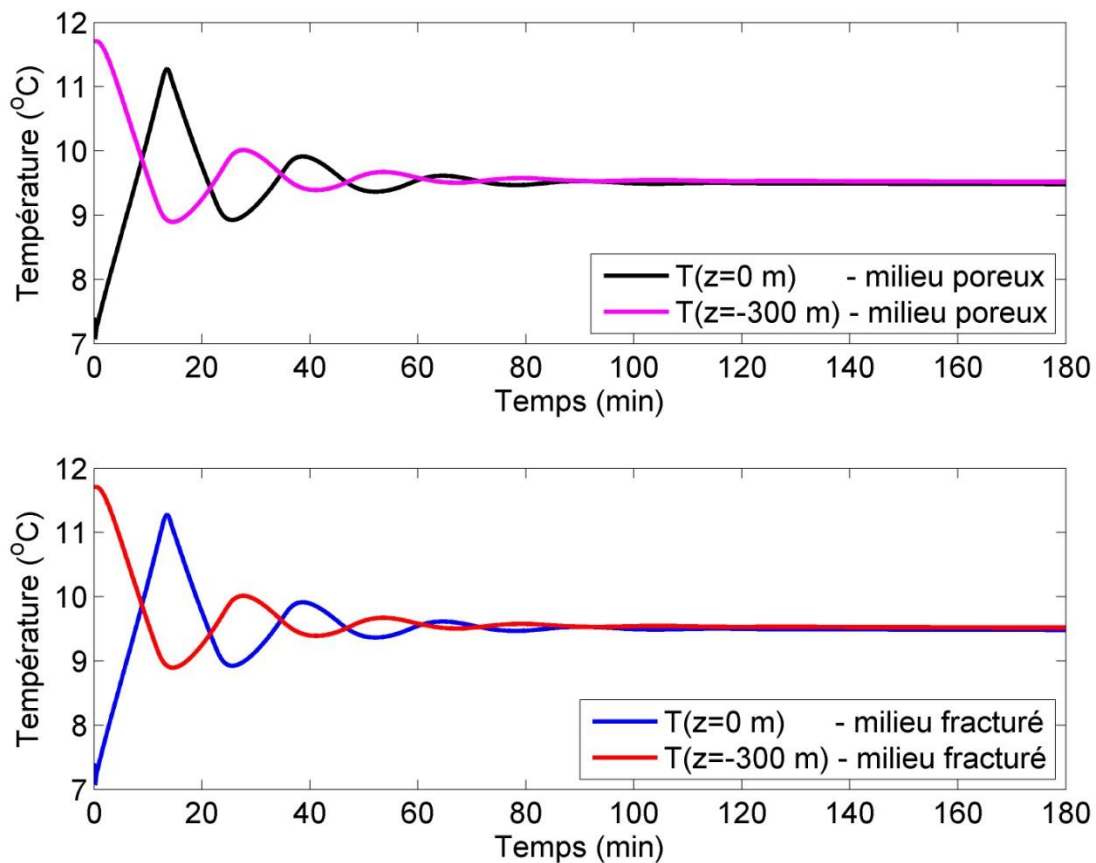


Figure 5.2: Variation de température de l'eau en haut du puits ( $z=0$  m) et à la base de la conduite de refoulement ( $z=-300$  m) en fonction du temps pour le modèle poreux (en haut) et le modèle fracturé (en bas).



On constate d'abord que les deux modèles présentent des températures semblables et qu'aucune différence n'est perceptible entre les profils illustrés. D'ailleurs, l'erreur relative maximale entre les deux jeux de données est de 0,17 % et 0,61 % pour les températures à  $z=0$  m et  $z=-300$  m respectivement. On note que le gradient géothermique est responsable de l'écart de température entre les deux extrémités de la conduite de refoulement au temps initial. Cet écart tend à s'amortir au fur et à mesure que l'eau circule dans le puits.

Le débit imposé ( $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$ ) engendre des vitesses d'écoulement de 0,47 m/s et 0,48 m/s pour le fluide ascendant et descendant respectivement. Ainsi, les temps de parcours résultants sont de 643 s (10,43 min) pour que le fluide à la base du tube atteigne le haut du modèle et de 626 s (10,72 min) pour que le fluide descendant atteigne 300 m de profondeur, soit un temps de parcours total de 1269 s (21,15 min). Ces temps de parcours différents à la montée et la descente font en sorte que les valeurs maximales et minimales ne sont pas atteintes au même moment par les sondes aux deux extrémités de la conduite de refoulement. De plus, on constate que le temps nécessaire pour que le haut du puits atteigne sa température maximale, soit de 815 s (13,58 min), est supérieur au temps de parcours de montée. Ce retard thermique est causé par la dissipation du front thermique progressant dans un milieu plus froid. Ainsi, à mesure que le front chaud progresse, il dissipe sa chaleur à son milieu, ce qui explique aussi pourquoi la température maximale atteinte par l'eau en haut du puits est inférieure à la température initiale à sa base. Le même phénomène est observable dans le cas de l'eau descendante où la température minimale est atteinte à 880 s (14,67 min), soit un temps supérieur au temps de parcours du fluide descendant.

La figure 5.2 illustre également que les températures à l'intérieur du PACP tendent à s'homogénéiser avec le temps. D'ailleurs, on constate que les températures deviennent pratiquement constantes après que le fluide ait effectué six fois le parcours incluant l'ascension et la descente, soit au-delà d'environ 125 minutes d'opération.

### **5.2.2 Comparaison entre PACP et les modèles SLI et SCI en l'absence de saignée**

Les températures à l'intérieur du domaine d'étude ont été évaluées le long de l'axe  $r$  pour différentes profondeurs après trois jours d'injection, soit à proximité de la surface ( $z = -5$  m), à la moitié de la profondeur du puits ( $z = -152,5$  m), à la base de la conduite de refoulement ( $z = -$

300 m) et à la base du forage ( $z=-305$  m). La simulation a été effectuée à un débit de  $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$  (60 gpm) sous une charge constante de 70 kW. Au-delà de la paroi du forage, soit à  $r \geq r_b$ , les résultats pour  $z=-152,5$  m ont été comparés à la réponse des modèles SLI et SCI décrit à la section 2.1. L'objectif de cette vérification était de comparer les températures obtenues en fonction de la distance radiale et d'évaluer si l'un des deux modèles analytiques représentait une approximation valable du PACP opérant sans saignée. Afin de comparer les réponses du modèle analytique aux températures obtenues à la moitié de la profondeur du PACP, l'équation 3.16 a été utilisée afin d'évaluer la température annuelle moyenne au haut du modèle ( $7,04^\circ\text{C}$ , tel qu'illustré à la figure 3-7), ainsi que celle à la base du domaine ( $12,01^\circ\text{C}$ , tel qu'illustré à la figure 3-6a). La moyenne de ces températures a été utilisée comme température initiale du milieu géologique ( $\bar{T}_g$ ), soit  $\bar{T}_g = 9,52^\circ\text{C}$ . Les figures 5.3 et 5.4 illustrent les résultats de simulation pour les modèles poreux et fracturés respectivement.

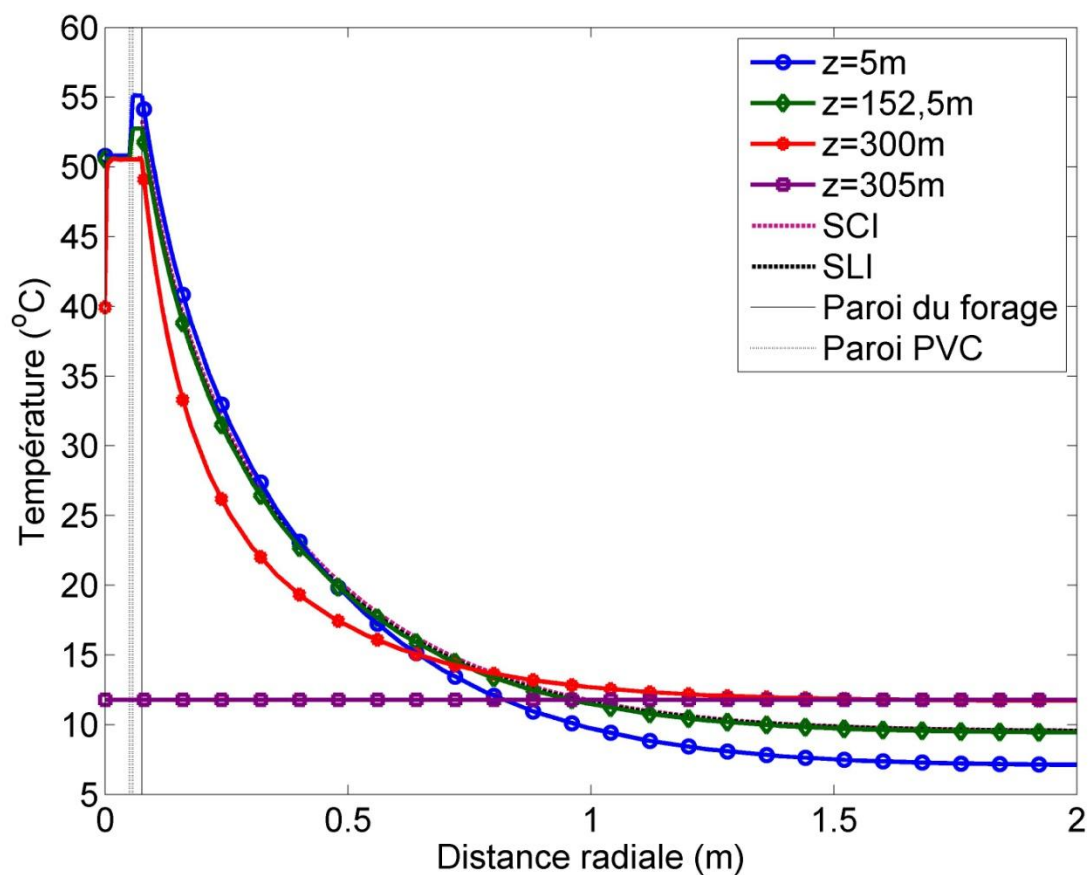


Figure 5.3: Variation de température du milieu en fonction de  $r$  pour différentes profondeurs et comparaison avec les modèles source linéique infinie (SLI) et source cylindrique infinie (SCI) pour le modèle poreux après trois jours d'injection.

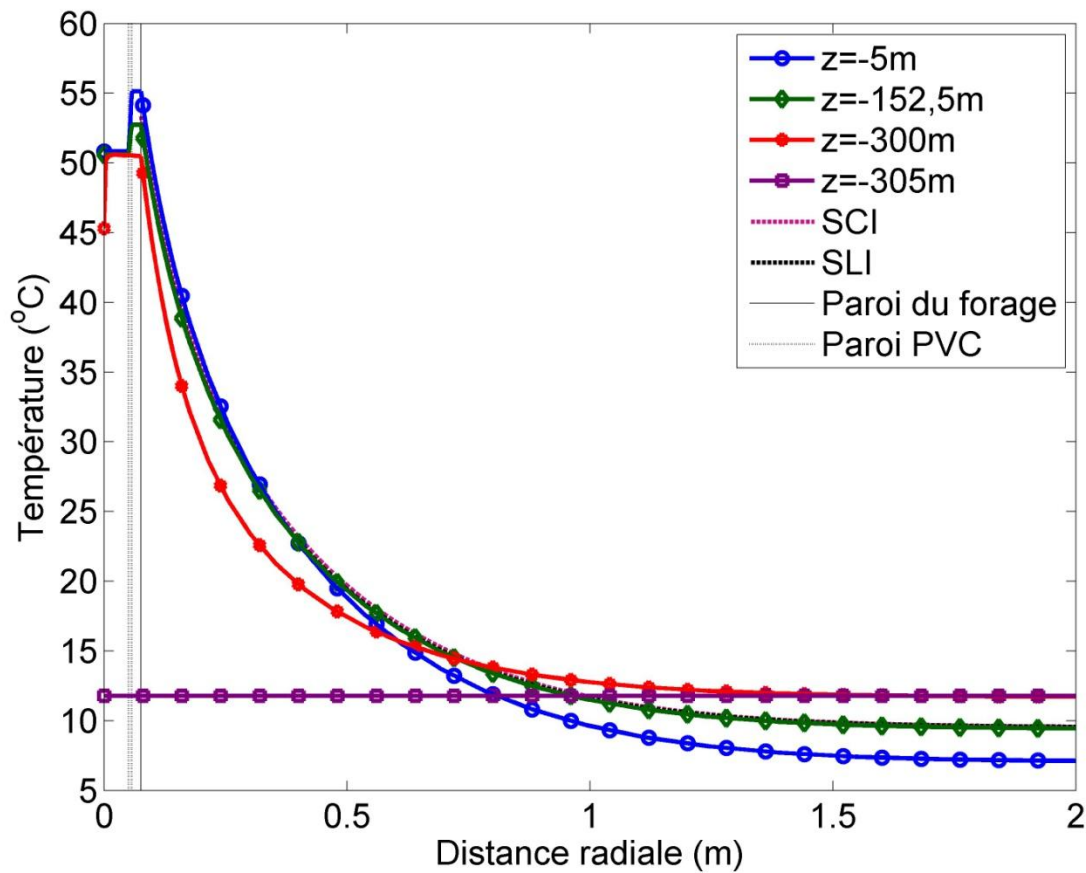


Figure 5.4: Variation de température du milieu en fonction de  $r$  pour différentes profondeurs et comparaison avec les modèles source linéique infinie et source cylindrique infinie pour le modèle fracturé après trois jours d'injection.

Les figures 5.3 et 5.4 indiquent que les deux modèles analytiques permettent une comparaison adéquate des comportements thermiques du PACP en l'absence de saignée. L'analyse des données montre que l'erreur relative maximale entre les températures du modèle poreux à une profondeur de 152,5 m est de 1,26 % et 2,34 % pour les modèles SLI et SCI respectivement. Pour le modèle fracturé, cette erreur maximale est de 1,22 % et 2,10 % pour les modèles SLI et SCI respectivement. Les données montrent que les modèles analytiques tendent à très légèrement sous-évaluer le transfert thermique vers le milieu géologique. Ce phénomène est observable par le fait que les températures données par les modèles analytiques sont plus élevées que celles obtenues numériquement, et ce pour toutes les distances radiales considérées.

Les figures 5.3 et 5.4 illustrent que les températures à l'intérieur de la conduite de refoulement sont pratiquement constantes, peu importe la profondeur considérée. Ceci indique que la conduite de refoulement exerce efficacement son rôle d'isolant. Les figures illustrent aussi que la température de l'eau dans la section annulaire entre la paroi externe de la conduite et la limite du forage est généralement supérieure à celle à l'intérieur de la conduite. La différence entre ces températures tend à diminuer avec la profondeur. À  $z=-300$  m, la température au centre de la conduite tend à être plus faible étant donné l'entrée d'eau en provenance du milieu géologique à l'endroit de la chambre de sédimentation. D'ailleurs, puisque l'entrée d'eau en provenance de cette zone est plus importante pour le modèle poreux (voir section 5.3.1), la température à  $r=0$  m est plus faible pour ce modèle. Ce phénomène est en accord avec la figure 3.10 où l'on constate que le front thermique descendant semble contourner la paroi de la conduite de refoulement sans avoir un impact significatif sur la température à  $r=0$  m.

Bien que les données de températures des deux modèles étudiés soient très similaires, les températures du modèle fracturé sont supérieures à celles du modèle poreux à l'exception de la base du forage, soit à  $z=-305$  m, où les températures du modèle poreux sont légèrement supérieures. Les températures des deux modèles ont été comparées à l'aide d'une erreur relative afin de quantifier l'écart entre les résultats. Ainsi, l'erreur relative maximale entre les températures des deux modèles est de 1,77 %, 0,31 %, 11,86 % et de 0,004 % pour des profondeurs respectives de 5 m, 152,5 m, 300 m et 305 m. Bien que cet écart paraisse relativement important pour une profondeur de 300 m, il est important de noter qu'en excluant les données à l'intérieur de la conduite de refoulement, l'erreur relative maximale entre les données thermiques des deux modèles baisse à 2,56 %.

On note que pour les deux modèles, la courbe à  $z=-305$  m illustre que les températures à la base de la chambre de sédimentation ne sont pratiquement pas affectées par l'opération du PACP et que la température à cette profondeur est pratiquement constante en fonction de la distance radiale. Le croisement des lignes de températures  $T(z)$  au-delà de 0,7 m reflète l'influence du gradient géothermique, qui tend à stabiliser les températures vers les températures non perturbées qui sont fonction de la profondeur.

Bien que de légères différences existent entre les résultats respectifs de chaque modèle, la section 5.2 a permis de constater qu'en l'absence de saignée, les modèles poreux et fracturé présentent des comportements similaires.

## **5.3 Effet de la saignée sur l'opération du PACP**

### **5.3.1 Comparaison des flux horizontaux traversant la paroi du forage en fonction de la saignée**

La composante horizontale du débit d'eau traversant la paroi du forage a été évaluée afin d'illustrer les profils des flux entrants au puits pour différents scénarios de saignée. L'analyse a été effectuée en régime permanent (hydraulique) à un débit de  $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$  (60 gpm) pour des scénarios de saignée de 0 %, 30 %, 60 % et 100 %. Les figures 5.5 et 5.6 représentent les flux traversant la paroi du forage en fonction de la profondeur jusqu'à la base du PACP pour chaque cas de saignée, pour le modèle poreux et le modèle fracturé respectivement. Le signe négatif indique un flux rentrant dans le puits.

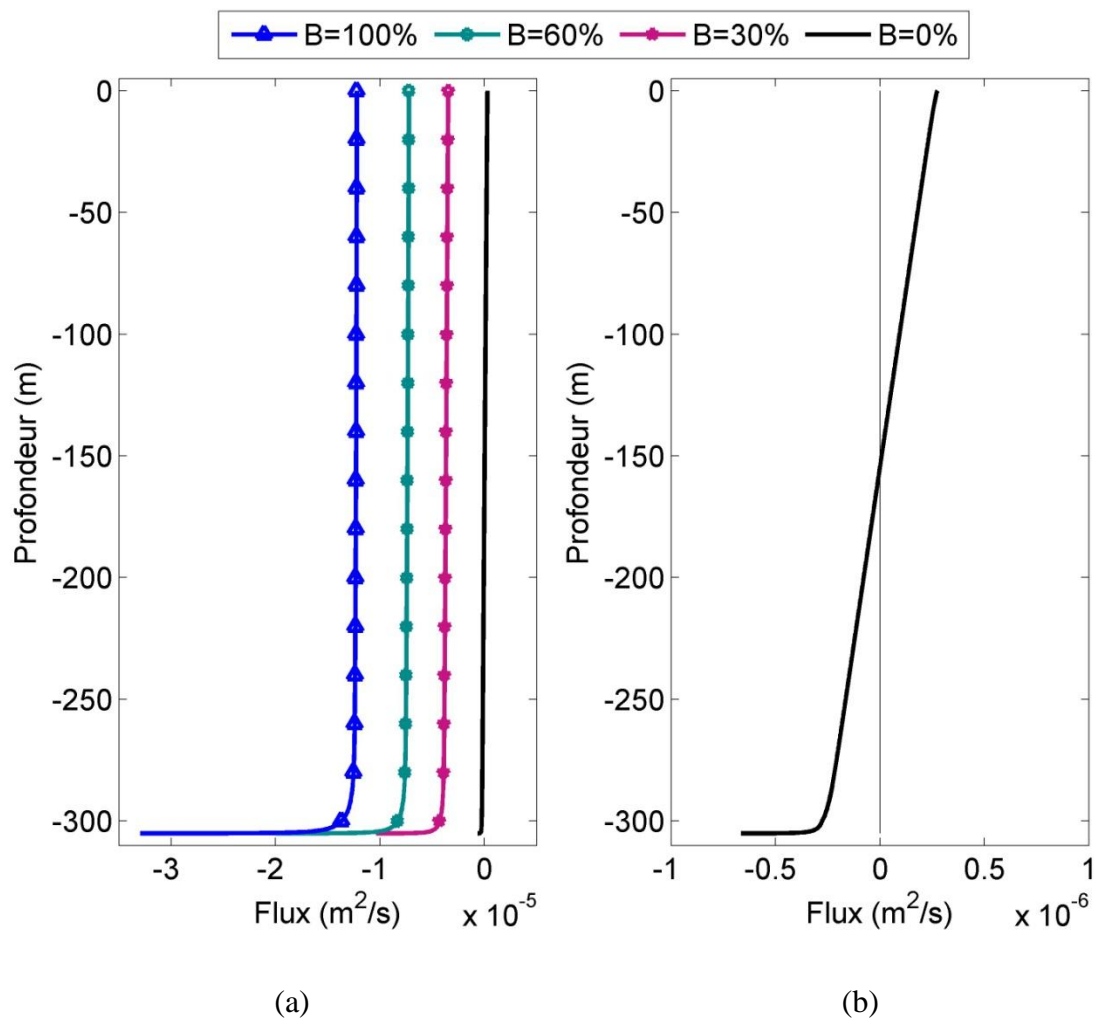


Figure 5.5: Profil des flux horizontaux du modèle poreux à  $r=r_b$  en régime permanent (a) pour différents scénarios de saignée et (b) agrandissement pour une saignée nulle.

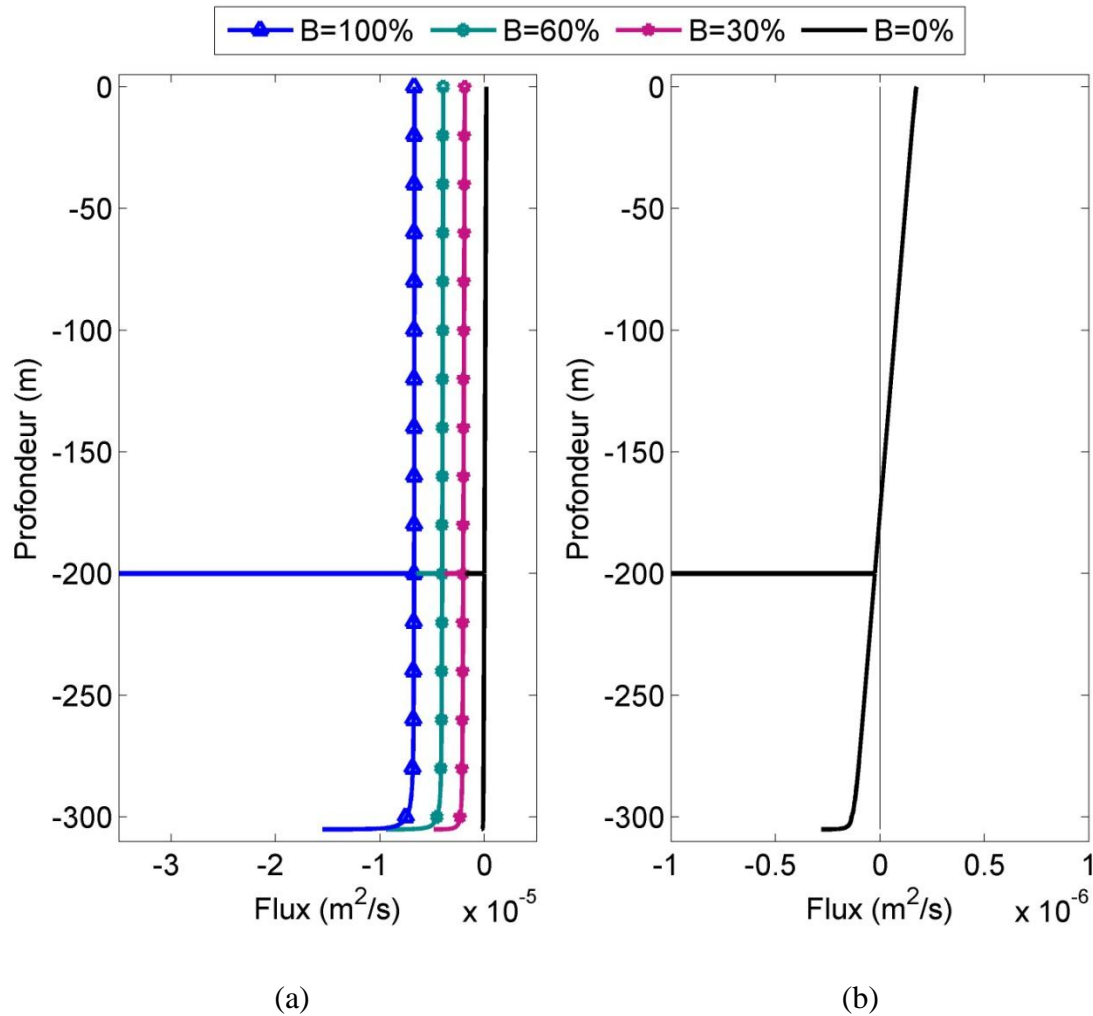


Figure 5.6: Profil des flux horizontaux du modèle fracturé à  $r=r_b$  en régime permanent (a) pour différents scénarios de saignée et (b) agrandissement pour une saignée nulle.

Pour le modèle poreux, la figure 5.5 illustre que pour une saignée non nulle, le débit d'eau entrant au PACP est pratiquement constant sur toute la hauteur du puits sauf sous la base de la conduite de refoulement, à l'intérieur de la chambre de sédimentation ( $-300 \text{ m} < z < -305 \text{ m}$ ). D'ailleurs, les flux dans cette zone augmentent avec la profondeur pour atteindre leur valeur maximale à la jonction entre la paroi du forage et le fond du puits. En comparant la somme des flux entrants sur la hauteur du puits au débit total de saignée, on obtient des erreurs moyennes absolues inférieures à 0,072 % et 1,33 % pour les modèles poreux et fracturés respectivement. Cette erreur est jugée acceptable puisqu'elle n'intègre pas le flux vertical provenant du fond de la chambre de sédimentation.



Le profil des flux pour une saignée nulle, illustré à la figure 5.6, s'apparente à celui décrit par Yuill et Mikler (1995), illustré à la figure 2.4. Toutefois, le point où le flux horizontal à la paroi du forage devient nul se produit sous la demi-profondeur du puits, soit à  $z=-154,34$  m. Finalement, on constate que pour chaque scénario de saignée, les flux entrant et sortant du puits sont de faible magnitude, soit de l'ordre de  $10^{-7}$  m<sup>2</sup>/s pour le scénario sans saignée à  $10^{-5}$  m<sup>2</sup>/s pour une saignée de 100 %.

La figure 5.6 illustre que le modèle au milieu fracturé possède un comportement hydraulique similaire au modèle poreux. Toutefois, on remarque qu'une part importante des flux entrants au PACP provient de la zone de fractures. Similairement au profil illustré à la figure 5.5, on constate une augmentation des débits à l'intérieur de la chambre de sédimentation. Le point où le flux horizontal à la paroi du forage devient nul se produit à  $z=-174,14$  m, soit à proximité du point central entre la mi-profondeur du PVC ( $z=-150$  m) et le haut de la zone de fractures ( $z=-199,75$  m), correspondant à  $z=-174,88$  m. Ce phénomène est causé par l'arrivée d'eau en provenance de la chambre de sédimentation et de la zone de fractures. Similairement au modèle poreux, on constate que pour chaque scénario de saignée, les flux entrant et sortant du puits sont généralement de faible magnitude. En excluant la zone de fractures, ces débits sont de l'ordre de  $10^{-7}$  m<sup>2</sup>/s pour le scénario sans saignée à  $10^{-6}$  m<sup>2</sup>/s pour une saignée de 100 %. Il est important de noter que l'échelle de la figure 5.6 a été ajustée afin de faciliter la comparaison des débits traversant la paroi du forage illustrés à la figure 5.5. Cet ajustement ne permet toutefois pas d'observer les débits pénétrant la zone de fractures qui sont présentés à la figure 5.7.

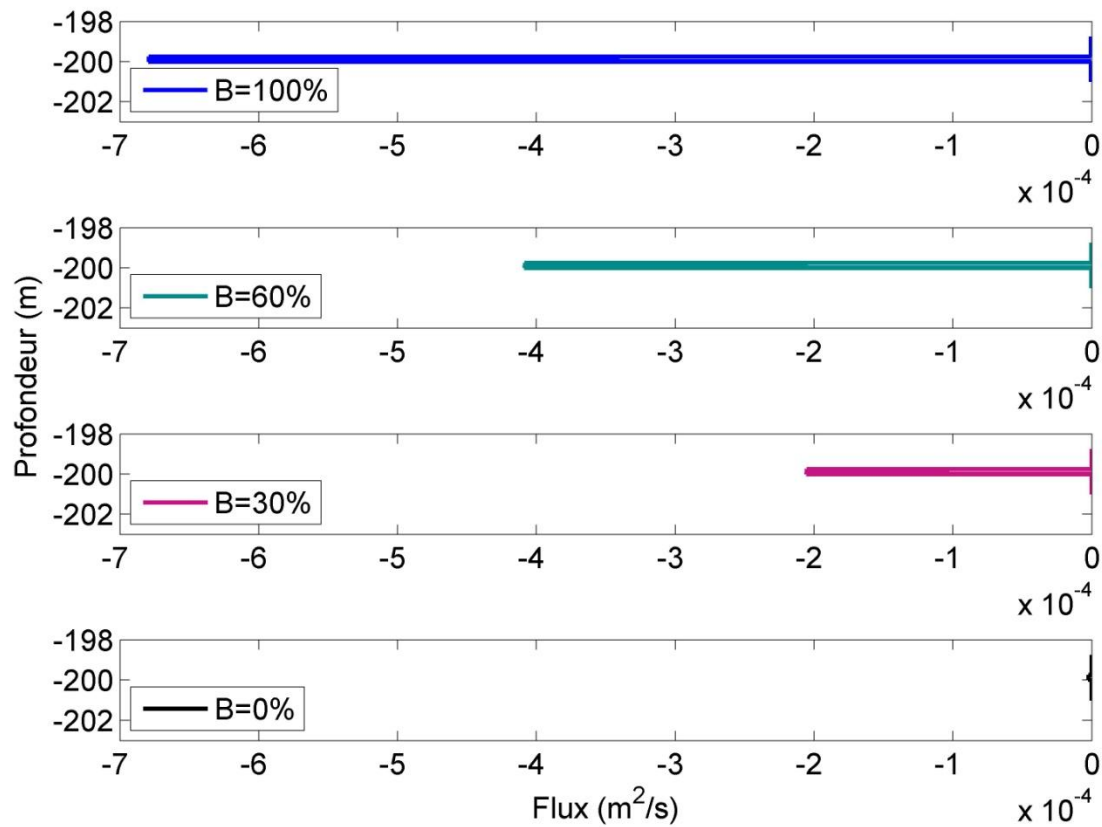


Figure 5.7: Flux horizontaux du modèle fracturé le long de la zone de fractures à  $r=r_b$  en régime permanent pour différents scénarios de saignée.

Des flux horizontaux moyens de  $-2,52 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $-2,06 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$ ,  $-4,09 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$  et  $-6,79 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$  ont respectivement été calculés à l'entrée de la fracture pour des saignées de 0 %, 30 %, 60 % et 100 %. Ces flux sont supérieurs à ceux le long de l'ensemble de la paroi du puits d'un à deux ordres de grandeur. Pour une saignée non nulle, les débits cumulés pénétrant le PACP via la zone de fractures correspondent à 45,07 %, 44,80 % et 44,69 % des débits cumulés totaux pénétrant au PACP pour des saignées respectives de 30 %, 60 % et 100 %. Ces valeurs sont loin d'être négligeables considérant que l'épaisseur de cet horizon représente seulement 0,08 % de la profondeur totale du puits.

### 5.3.2 Comparaison des températures d'opération en fonction de la saignée

Les modèles développés ont été soumis à une injection thermique constante de 70 kW au sol, soit environ 230 W/m, pour des conditions de saignées variables. Les simulations réalisées couvrent une période d'opération de trois jours pour des pourcentages de saignée de 0 %, 10 %, 20 %, 30 %, 40 %, 50 % et 60 %. L'objectif de cette simulation était d'illustrer l'évolution des températures d'opération du PACP pour chaque scénario de saignée et de présenter le rabattement correspondant. La figure 5.8 illustre l'évolution de la température EWT observée en cours de simulation.

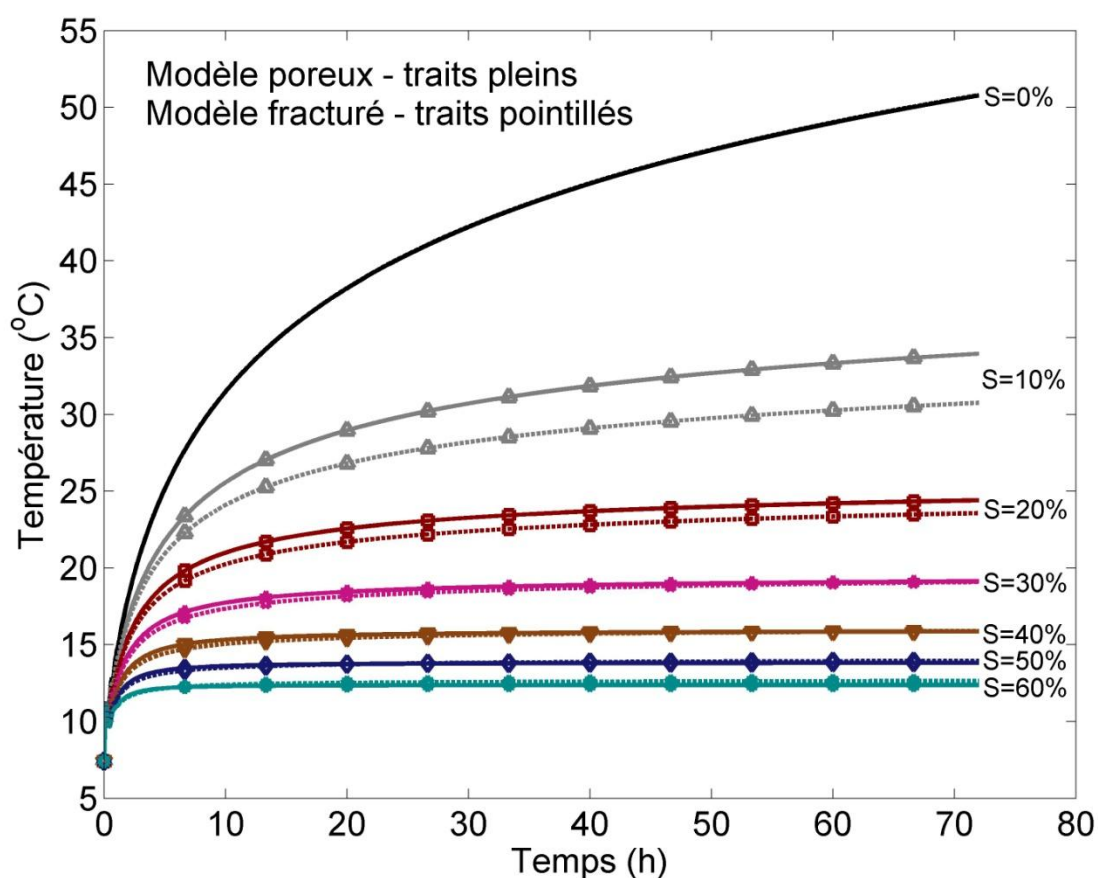


Figure 5.8: Variation de EWT en fonction du temps pour le modèle poreux et le modèle fracturé pour différents pourcentages de saignée et une injection de chaleur constante de 70 kW.

D'abord la figure illustre que plus le pourcentage de saignée est élevé, plus les températures observées sont faibles et tendent à se stabiliser rapidement. Ensuite, on constate que les deux modèles donnent sensiblement les mêmes résultats pour un pourcentage de saignée nulle, ce qui confirme à nouveau les observations effectuées à la section 5.2. Toutefois, lorsqu'une saignée est appliquée, les températures des deux modèles tendent généralement à différer. On observe des différences plus marquées pour des saignées de 10 % et 20 % où la différence de température entre les deux modèles est respectivement de 3,20°C et 0,84°C après 72 heures d'opération. On constate que pour ces pourcentages de saignée un régime permanent n'est pas atteint puisque la température de l'eau augmente avec le temps.

Pour les saignées égales ou supérieures à 30%, les températures des deux modèles sont pratiquement identiques tout au long de la simulation. On constate une légère différence des températures en début de simulation alors que le modèle poreux tend à se réchauffer un peu plus rapidement. Cette différence tend toutefois à s'annuler avec le temps. D'ailleurs, pour ces cas de saignées, la différence entre les températures des modèles est inférieure à 0,26°C à  $t=72$  heures.

Le fait que les températures augmentent tout au long de la simulation pour une saignée inférieure à 30 % semble indiquer que la charge constante imposée excède la capacité du puits pour ces scénarios de saignées. Toutefois, si une charge thermique de 70 kW était extraite au puits, les températures résultantes montreraient une image miroir de la figure 5.8 par rapport à la température initiale. Une saignée de l'ordre de 60 % serait alors nécessaire pour éviter le gel de l'eau au puits. Bien que ces constats semblent être en désaccord avec la littérature qui suggère des pourcentages de saignée typiques de l'ordre de 10 % à 15 % (voir section 2.1.3), il est important de noter qu'une charge constante de 70 kW appliquée au PACP sur une période de 72 heures ne représente pas des conditions d'opérations usuelles du PACP. Finalement, les résultats permettent de croire qu'un pourcentage de saignée typique, soit de 10 % à 15 %, permettrait l'écart de température le plus important entre les résultats des deux modèles.

La géométrie 2D radiale sélectionnée afin de développer les modèles présentés dans ce travail ne permet pas de tenir compte d'un écoulement régional. En considérant un milieu géologique caractérisé par une conductivité hydraulique de  $1 \times 10^{-6}$  m/s et d'un gradient hydraulique de 0,01 m/m, le débit naturel d'eau souterraine interceptant un puits de 0,152 m de diamètre et 305 m de profondeur correspondrait à environ  $4,6 \times 10^{-7}$  m<sup>3</sup>/s. Puisqu'un PACP opère typiquement à un

débit de l'ordre de  $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$ , on peut s'attendre à ce que l'écoulement régional ait un impact similaire à une saignée de l'ordre de  $0,01\%$ , soit une saignée pratiquement nulle. Une simulation réalisée à un débit de  $0,0038 \text{ m}^3/\text{s}$  sous l'influence d'une injection thermique constante de  $70 \text{ kW}$  pendant une durée de trois jours et une saignée de  $0,01\%$  a révélé des écarts de températures respectifs de  $0,06^\circ\text{C}$  et  $0,03^\circ\text{C}$  pour les modèles poreux et fracturés par rapport aux températures obtenues pour une saignée nulle. Ainsi, à moins que le PACP soit aménagé dans un emplacement où le gradient hydraulique est important, l'écoulement régional est considéré comme ayant peu d'influence sur les températures d'opération.

Les rabattements au PACP en fonction des divers scénarios de saignée sont présentés à la figure 5.9.

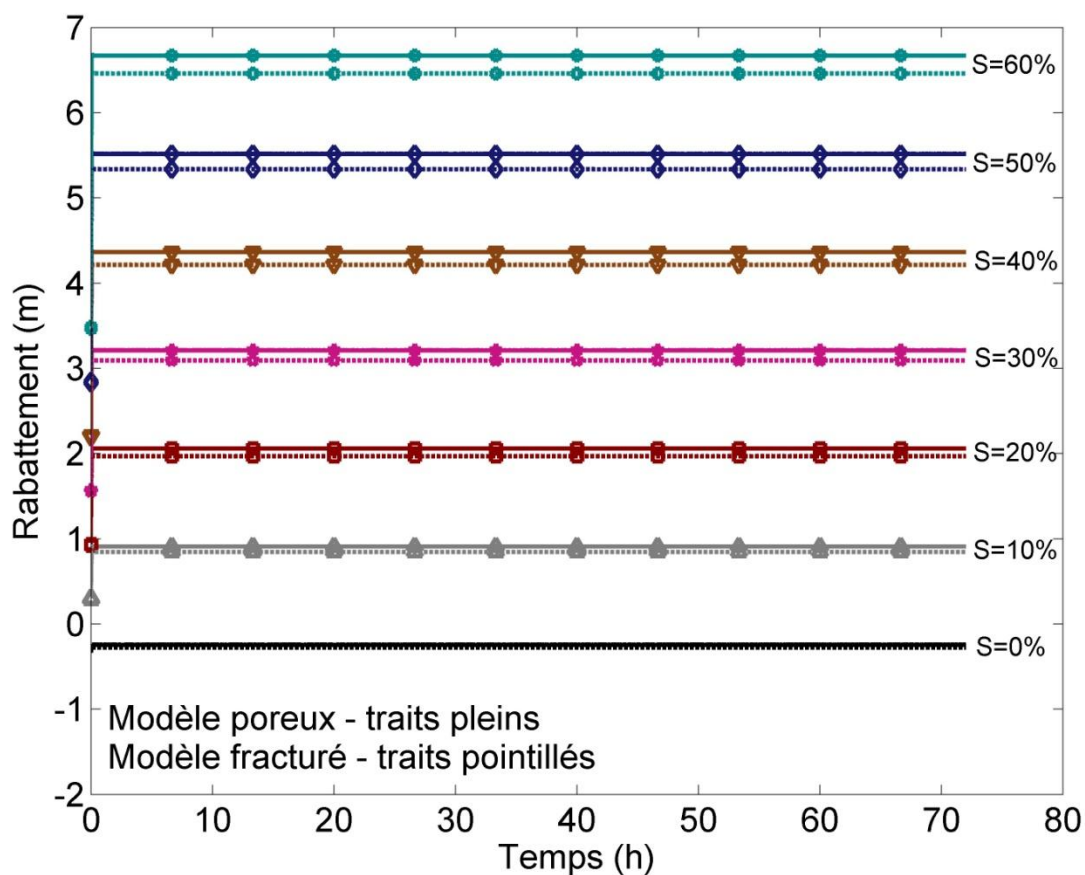


Figure 5.9: Variation du rabattement en fonction du temps pour le modèle poreux et le modèle fracturé pour différents pourcentages de saignée.

La figure 5.9 illustre que le rabattement augmente avec le pourcentage de saignée. Pour chaque saignée testée, on constate que le modèle fracturé donne des rabattements inférieurs au modèle poreux et que cette différence augmente avec la saignée. Lors de l'élaboration du modèle fracturé, la conductivité hydraulique de ce modèle a été ajustée afin que les deux modèles aient une conductivité hydraulique globale équivalente. On pourrait ainsi s'attendre à ce que les deux modèles montrent des rabattements identiques pour les différents cas de saignée. Toutefois, la moyenne arithmétique utilisée permet l'ajustement de la conductivité hydraulique de couches superposées parallèles à l'orientation du flux hydraulique. Ainsi, l'ajustement effectué considère uniquement la composante horizontale de l'écoulement. L'augmentation du rabattement résultant d'une saignée supérieure pourrait avoir un impact sur les flux verticaux à l'intérieur de la matrice poreuse, ce qui pourrait possiblement expliquer l'écart observé entre les rabattements des deux modèles à la figure 5.9. De plus, il est possible qu'une part de la différence observée soit de nature numérique.

La figure illustre aussi que le rabattement se stabilise très rapidement dès le début de la simulation. Cette tendance est causée par le débit relativement élevé imposé au puits.

Finalement, on note que pour une saignée nulle, une charge hydraulique excédant la charge initiale imposée, soit un rabattement négatif, est observable à l'entrée du PACP. Ceci est en accord avec le comportement hydraulique décrit à la section 5.1.1. C'est d'ailleurs à cause de ce cône d'impression qu'une partie de l'eau nouvellement injectée au PACP tendra à être réintroduite vers le milieu géologique le long de la moitié supérieure du puits.

### **5.3.3 Impact de la limite de la zone de captage**

Les modèles développés dans le cadre de ce travail considèrent que la limite de la zone de captage était située à 25 m de l'axe central du puits. Afin d'évaluer l'influence de ce paramètre, le modèle poreux a été modifié afin de déplacer cette limite à 50 m du centre du puits. Les résultats obtenus, décrits et présentés à l'Annexe 3, montrent que l'éloignement de cette limite cause une augmentation du rabattement au PACP et conséquemment, une charge hydraulique plus faible en fonction de la distance radiale par rapport au centre du puits. Cependant, la figure en annexe illustre que ce changement de rabattement n'influence pas les températures d'opération du PACP

de façon importante. Malgré le fait que le rabattement soit légèrement plus important lorsque la frontière de la zone de captage est située plus loin du puits, si l'aquifère demeure pleinement saturé, tel que considéré par le modèle développé, l'eau en provenance du milieu géologique pénétrera à un débit relativement constant tout au long de la profondeur du puits. Ainsi, les températures d'opération du PACP ne subiront pas un échange thermique convectif supplémentaire et donc les températures d'opération seront sensiblement les mêmes.

## 5.4 Étude paramétrique

Les modèles ont été utilisés afin d'effectuer une analyse paramétrique dans le but d'identifier les facteurs ayant le plus d'impact sur les températures d'opération ainsi que sur le rabattement observé au PACP. Les modèles utilisés considèrent les mêmes paramètres thermohydrauliques présentés au tableau 4.1 à l'exception des paramètres caractérisant le roc qui ont été modifiés en cours de simulation.

Toutes les combinaisons possibles intégrant les valeurs suivantes ont été testées :

- conductivité thermique du roc : 1 W/(m·K), 2 W/(m·K) et 3 W/(m·K);
- conductivité hydraulique du roc :  $1 \times 10^{-6}$  m/s,  $1 \times 10^{-7}$  m/s et  $1 \times 10^{-8}$  m/s;
- porosité :  $1 \times 10^{-1}$ ,  $5 \times 10^{-2}$  et  $5 \times 10^{-3}$ .

Les simulations d'une durée de douze jours ont été réalisés sous l'influence d'une saignée de 30% opérant en continu, d'un débit de 0,0038 m<sup>3</sup>/s (60 gpm) et d'une injection thermique constante de 70 kW, correspondant à l'opération du système en climatisation. La différence de température entre EWT après 12 jours d'injection et EWT initial, soit  $\Delta EWT$ , ainsi que le rabattement au puits pour les différentes combinaisons de paramètres sont présentés aux tableaux 5.1 et 5.2.

Tableau 5.1:  $\Delta EWT$  et rabattement en fonction des différentes combinaisons de paramètres de simulation pour le modèle poreux pour une simulation d'une durée de 12 jours.

Simulation	Conductivité thermique du milieu	Conductivité hydraulique du milieu	Porosité	$\Delta$ (EWT)	Rabattement
#	kr (W/m·K)	Kr (m/s)	n	(°C)	s (m)
1	1	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-1}$	12,25	4,08
2	1	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-2}$	12,21	4,08
3	1	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-3}$	12,17	4,08
4	1	$1 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-1}$	12,24	34,75
5	1	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-2}$	12,19	34,75
6	1	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-3}$	12,16	34,75
7	1	$1 \times 10^{-8}$	$1 \times 10^{-1}$	12,25	341,42
8	1	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-2}$	12,20	341,42
9	1	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-3}$	12,17	341,42
10	2	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-1}$	11,02	4,08
11	2	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-2}$	10,96	4,08
12	2	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-3}$	10,91	4,08
13	2	$1 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-1}$	11,04	34,75
14	2	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-2}$	10,98	34,75
15	2	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-3}$	10,93	34,75
16	2	$1 \times 10^{-8}$	$1 \times 10^{-1}$	11,05	341,42
17	2	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-2}$	10,99	341,42
18	2	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-3}$	10,94	341,42
19	3	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-1}$	10,21	4,08
20	3	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-2}$	10,13	4,08
21	3	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-3}$	10,06	4,08
22	3	$1 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-1}$	10,24	34,75
23	3	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-2}$	10,16	34,75
24	3	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-3}$	10,08	34,75
25	3	$1 \times 10^{-8}$	$1 \times 10^{-1}$	10,25	341,42
26	3	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-2}$	10,16	341,42
27	3	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-3}$	10,09	341,42



Tableau 5.2:  $\Delta$ EWT et rabattement en fonction des différentes combinaisons de paramètres de simulation pour le modèle fracturé pour une simulation d'une durée de 12 jours.

Simulation #	Conductivité thermique du milieu kr (W/m·K)	Conductivité hydraulique du milieu Kr (m/s)	Porosité n	$\Delta$ (EWT) (°C)	Rabattement s (m)
1	1	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-1}$	13,21	3,09
2	1	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-2}$	13,16	3,09
3	1	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-3}$	13,11	3,09
4	1	$1 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-1}$	13,22	32,82
5	1	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-2}$	13,17	32,82
6	1	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-3}$	13,12	32,82
7	1	$1 \times 10^{-8}$	$1 \times 10^{-1}$	13,23	330,07
8	1	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-2}$	13,18	330,07
9	1	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-3}$	13,13	330,07
10	2	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-1}$	11,29	3,09
11	2	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-2}$	11,20	3,09
12	2	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-3}$	11,12	3,09
13	2	$1 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-1}$	11,32	32,82
14	2	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-2}$	11,22	32,82
15	2	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-3}$	11,14	32,82
16	2	$1 \times 10^{-8}$	$1 \times 10^{-1}$	11,33	330,07
17	2	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-2}$	11,23	330,07
18	2	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-3}$	11,15	330,07
19	3	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-1}$	10,03	3,09
20	3	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-2}$	9,91	3,09
21	3	$1 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-3}$	9,81	3,09
22	3	$1 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-1}$	10,06	32,82
23	3	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-2}$	9,94	32,82
24	3	$1 \times 10^{-7}$	$5 \times 10^{-3}$	9,84	32,82
25	3	$1 \times 10^{-8}$	$1 \times 10^{-1}$	10,07	330,07
26	3	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-2}$	9,95	330,07
27	3	$1 \times 10^{-8}$	$5 \times 10^{-3}$	9,85	330,07

On constate que pour une même combinaison de paramètres, les températures données par chacun des modèles sont similaires. Ce constat est en accord avec la figure 5.8 où les différences de températures entre les deux modèles étaient peu importantes pour une saignée de 30%. Toutefois, pour des conductivités thermiques de 1 W/m·K, les températures du modèle fracturé sont généralement supérieures d'environ 1°C à celles du modèle poreux. D'ailleurs, les

températures du modèle fracturé sont toujours supérieures à celles du modèle poreux à l'exception des simulations où  $k_r=3 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ , où l'on constate que la température du modèle fracturé est inférieure d'environ  $0,2^\circ\text{C}$ .

#### **5.4.1 Impact de la porosité**

Les tableaux 5.1 et 5.2 indiquent qu'à  $t=12$  jours, la porosité seule n'a pas d'impact sur le rabattement observé au puits et qu'elle a peu d'impact sur la température d'opération (EWT) du système. On note toutefois une légère augmentation de la température avec une porosité plus élevée. Ce résultat est en lien avec l'équation 3.15. Puisque la conductivité thermique du roc est supérieure à celle de l'eau, une porosité plus faible tendra à augmenter la conductivité thermique équivalente du milieu et donc la température résultante au puits sera inférieure.

Les données de températures ont été tracées en fonction du temps pour différentes valeurs de porosité. La figure obtenue montre que l'influence de la porosité sur les températures d'opération n'évolue pas avec le temps. Ainsi, peu importe le temps de la simulation, les températures d'opérations sont toujours légèrement plus élevées pour une porosité plus grande.

Les figures 5.10 illustre l'impact de la porosité sur EWT après 12 jours de simulation pour une conductivité hydraulique de  $1\times 10^{-6} \text{ m/s}$  pour les modèles poreux et fracturé.

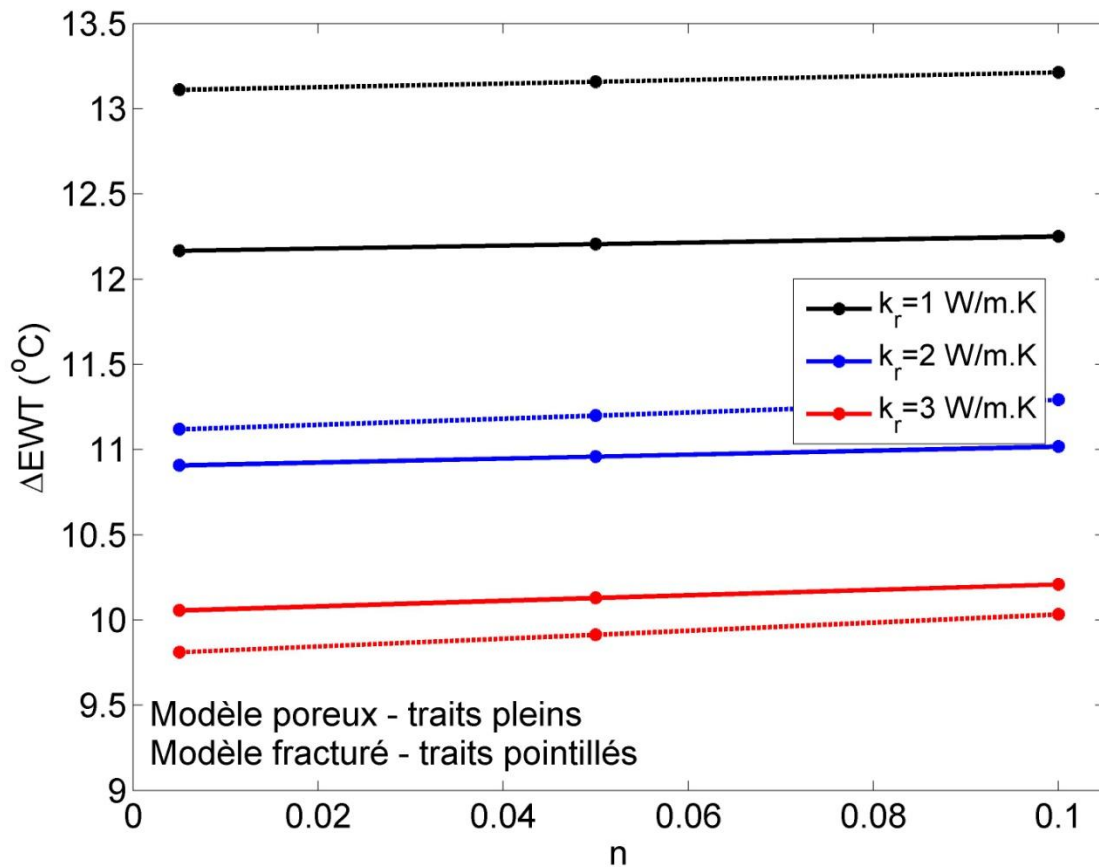


Figure 5.10: Variation de  $\Delta EWT$  en fonction de la porosité pour différentes valeurs de conductivité thermiques ( $k_r$ ) et une conductivité hydraulique ( $K_r$ ) de  $1 \times 10^{-6}$  m/s pour les modèles poreux et fracturé à  $t=12$  jours.

La figure 5.10 confirme à nouveau que la porosité a peu d'impact sur la température d'opération du système. Toutefois, notons que bien que la porosité et la conductivité hydraulique soient variées de façon indépendante dans l'analyse paramétrique, on peut typiquement s'attendre à ce qu'une augmentation de la porosité tende à augmenter la conductivité hydraulique. Ainsi, ces paramètres sont typiquement fortement liés. Notons finalement que la figure 5.10 aurait eu la même apparence si celle-ci avait été tracée avec une conductivité hydraulique autre que  $1 \times 10^{-6}$  m/s.

Cette section a permis de constater que la porosité a peu d'influence sur les températures d'opération du PACP. Ainsi, seules les figures utilisant une porosité de  $n=5 \times 10^{-2}$  seront présentés ci-après.

### 5.4.2 Impact de la conductivité hydraulique

La figure 5.11 illustre la variation de EWT<sup>7</sup> en fonction du temps pour différentes valeurs de conductivité hydraulique pour les modèles poreux et fracturé.

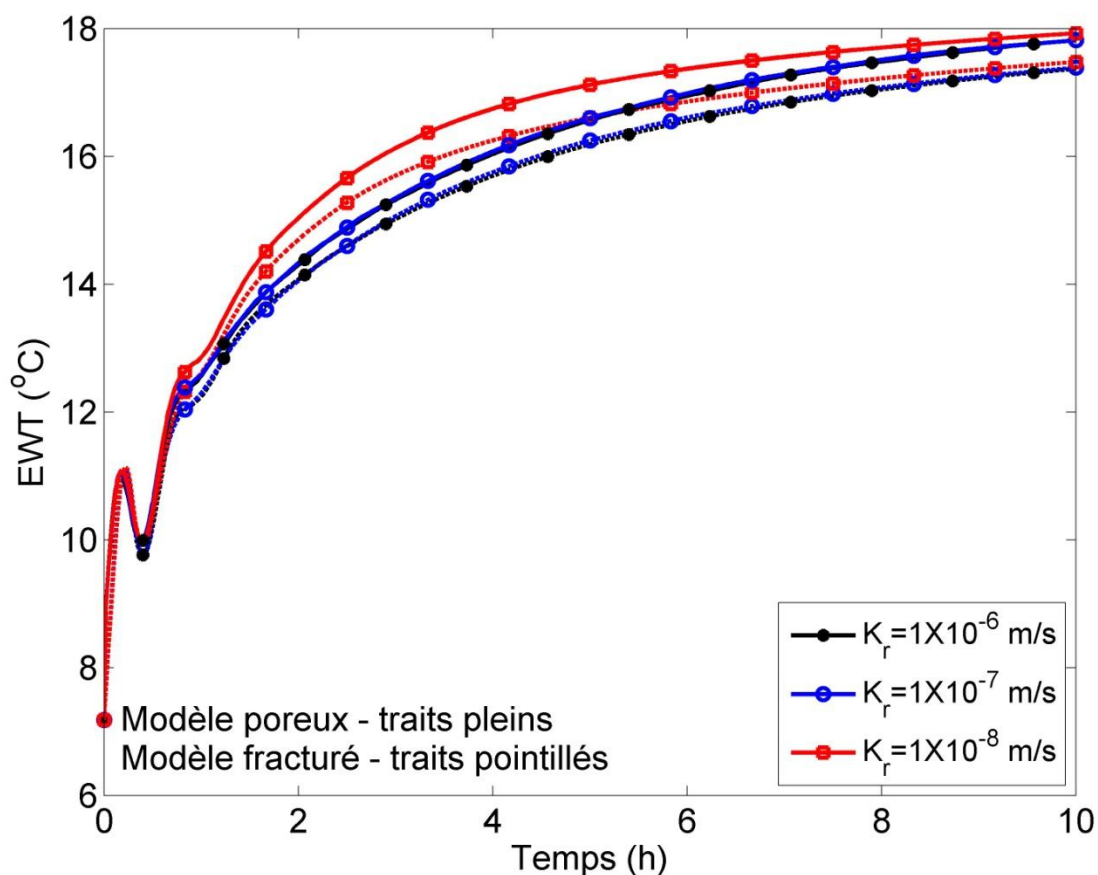


Figure 5.11: Variation de EWT en fonction du temps pour différentes valeurs de conductivité hydrauliques ( $K_r$ ) et une conductivité thermique ( $k_r$ ) de 2 W/m·K pour le modèle poreux et le modèle fracturé.

<sup>7</sup> Il est à noter que contrairement aux autres figures présentées, EWT est employé à l'ordonnée à la figure 5.12 au lieu de  $\Delta EWT$ .

La figure illustre que pour de faibles valeurs de temps, les températures du modèle poreux sont supérieures à celles du modèle fracturé. Les températures du modèle fracturé deviennent supérieures à celles du modèle poreux au-delà d'environ 70 heures d'opération. Pour chaque modèle, on constate que pour des conductivités hydrauliques de  $1 \times 10^{-8}$  m/s la température de l'eau à l'intérieur du PACP tend à augmenter plus rapidement en début de simulation. Toutefois, au-delà d'environ 10 heures, la température est très peu influencée par la conductivité hydraulique. On note d'ailleurs qu'à  $t=12$  jours, la différence entre  $\Delta EWT$  pour des conductivités hydrauliques de  $1 \times 10^{-8}$  m/s et  $1 \times 10^{-6}$  m/s est de l'ordre de  $0,03^\circ\text{C}$ , ce qui peut être considéré comme étant négligeable. Ainsi, peu importe la conductivité hydraulique du milieu, les températures d'opération du PACP tendront à converger vers la même valeur.

### **5.4.3 Impact de la conductivité thermique**

Les figures 5.12 présente l'impact de la conductivité thermique sur EWT pour une porosité de  $5 \times 10^{-2}$ , un temps d'opération de 12 jours et différentes valeurs de conductivité hydraulique, pour les modèles poreux et fracturés respectivement.

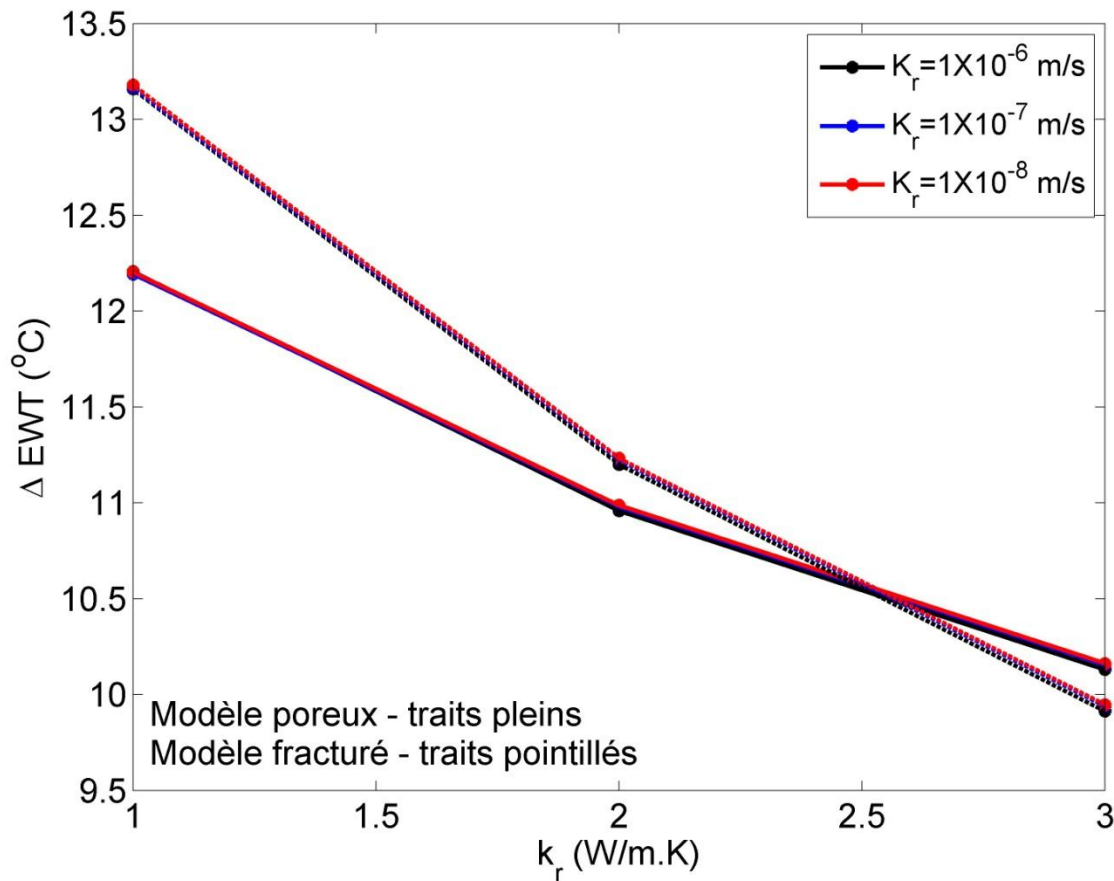


Figure 5.12:  $\Delta EWT$  en fonction de la conductivité thermique ( $k_r$ ) pour différentes valeurs de conductivité hydrauliques ( $K_r$ ) et une porosité de  $5 \times 10^{-2}$  pour le modèle poreux et le modèle fracturé.

D'abord, la figure confirme à nouveau que, peu importe la conductivité hydraulique, les températures d'opération pour une conductivité thermique donnée tendent à converger vers une même valeur. On note une diminution des températures avec l'augmentation de la conductivité thermique. Ce phénomène est en accord avec la figure 5.10, où l'on observe une translation des températures vers le bas, correspondant à une augmentation des échanges thermiques vers le milieu géologique. On constate une diminution de températures du modèle fracturé plus importantes que pour le modèle poreux avec une augmentation de la conductivité thermique. Pour chaque modèle, la relation entre  $k_r$  et  $\Delta EWT$  n'est pas parfaitement linéaire.

Finalement, on peut conclure que le paramètre ayant un impact important sur les températures du PACP est la conductivité thermique du milieu géologique. La conductivité hydraulique a un impact sur les températures d'opération en régime transitoire alors que la porosité a peu d'impact sur les résultats. De plus, la conductivité hydraulique est le seul paramètre ayant un impact sur les rabattements au puits. Cet impact est toutefois majeur.

## CHAPITRE 6 DISCUSSION

Les simulations à injection constante réalisés ont permis d'observer que les modèles source linéique infinie (SLI) et source cylindrique infinie (SCI) permettent une approximation fiable des températures aux abords du PACP lors de l'opération du système sans saignée. Les différences observées indiquent que ces modèles analytiques tendent à sous-estimer très légèrement le transfert thermique vers le milieu géologique. Ces modèles négligent le transfert thermique par convection, ce qui pourrait expliquer les différences observées lors des simulations sans saignée. Pour cette même raison, les modèles analytiques existants ne permettent pas une représentation réaliste des comportements thermiques lors de l'opération du PACP avec saignée. De plus, puisque les modèles poreux et fracturé opérés sans saignée montrent sensiblement les mêmes résultats de températures, ces simulations ont permis d'illustrer qu'en l'absence de saignée, la présence d'une zone de fractures a peu d'impact sur l'opération du système.

Lorsque la saignée est activée, les flux hydrauliques horizontaux traversant la paroi du PACP sont pratiquement constants le long de la profondeur du puits. Toutefois, ces flux augmentent de façon importante entre la base de la conduite de refoulement et le fond de la chambre de sédimentation. L'eau entrant au puits par la paroi du forage est affectée par la pression hydrostatique à l'intérieur de l'espace annulaire où le fluide descendant est réinjecté à partir du haut du PACP. Ainsi, ce débit vertical affecte la quantité d'eau pénétrant au puits. Toutefois, sous la base de la conduite de refoulement, l'eau descendante est aspirée à l'intérieur de la conduite et donc l'eau en provenance du milieu géologique devient moins impactée par ce débit descendant. C'est vraisemblablement ce phénomène qui explique l'augmentation des débits avec la profondeur à l'intérieur de la chambre de sédimentation. Dans le modèle fracturé opéré avec saignée, un pourcentage important de l'eau entrant au PACP provient de la zone de fractures, soit de l'ordre de 45% pour le cas particulier étudié. Cette venue d'eau de la zone de fractures a un impact important sur les températures de l'eau au PACP en opération.

La différence de température entre les modèles poreux et fracturés est particulièrement marquée pour une saignée de l'ordre de 10 % à 20 % où des écarts de 3,20°C et 0,84°C ont été observés après 72 heures d'injection thermique constante de 70 kW. Ces résultats indiquent qu'un pourcentage de saignée typique, soit de 10 % à 15 % (voir section 2.1.3), permet l'écart de température le plus important entre les résultats des deux modèles. Toutefois, si une charge



thermique de 70 kW était extraite au puits, les températures résultantes montreraient une image miroir de la figure 5.8 par rapport à la température initiale. Dans ce cas, une saignée de l'ordre de 60 % serait alors nécessaire pour éviter le gel de l'eau au puits. Bien que ces constats semblent être en désaccord avec des travaux déjà publiés (Abu-Nada et al., 2008; Deng, 2004; Deng et al., 2005; Orio et al., 2005; Rees et al., 2004, Spitler et al., 2002) qui suggèrent des pourcentages de saignée de l'ordre de 10 % à 15 %, il est important de noter que ces résultats reposent sur un patron de charge variable alors qu'une charge constante de 70 kW appliquée au PACP sur une période de 72 heures a été utilisée pour réaliser nos simulations.

La géométrie 2D radiale sélectionnée afin de développer les modèles présentés dans ce travail ne permet pas de tenir compte d'un écoulement régional. Toutefois, les simulations réalisés avec un gradient hydraulique de 0,01 m/m ont démontré que ce gradient engendrait une influence hydraulique similaire à une saignée de l'ordre de 0,01%, qui avait un impact négligeable sur les températures d'opération du PACP. Ainsi, à moins que le PACP soit aménagé dans un emplacement où le gradient hydraulique est important, l'écoulement régional est considéré comme ayant peu d'influence sur les températures d'opération.

La limite de la zone de captage considérée dans le cadre de ce projet était située à 25 m de l'axe central du puits. Les simulations présentées à l'Annexe 3 illustrent qu'une limite de la zone de captage plus éloignée favorise l'augmentation du rabattement au PACP. Ce rabattement engendre une charge hydraulique plus faible en fonction de la distance radiale par rapport au centre du puits. Cependant, la figure en annexe illustre que ce changement de rabattement n'influence pas les températures d'opération du PACP de façon importante. Malgré le fait que le rabattement soit légèrement plus important lorsque la frontière de la zone de captage est située plus loin du puits, si l'aquifère demeure pleinement saturé, tel que considéré par le modèle développé, l'eau en provenance du milieu géologique pénétrera à un débit relativement constant tout au long de la profondeur du puits. Ainsi, les températures d'opération du PACP ne subiront pas un échange thermique convectif supplémentaire et donc les températures d'opération seront sensiblement les mêmes.

Les simulations à injection thermique constante ont aussi permis d'observer qu'en début de simulation, un léger écart de température entre les modèles poreux et saturé existait pour des saignées supérieures ou égales à 30%. Ce constat illustre qu'en début de simulation le modèle

poreux est plus rapidement influencé par l'injection thermique que le modèle fracturé. Toutefois, cette différence tend à s'annuler avec le temps.

En plus d'améliorer les performances thermiques, les simulations semblent indiquer que la présence d'une zone de fractures permet de diminuer les rabattements observés au PACP en opération, réduisant du même coup le risque de désaturer la matrice rocheuse. Lors de l'élaboration du modèle fracturé, la conductivité hydraulique de ce modèle a été ajustée afin que les deux modèles aient une conductivité hydraulique globale équivalente. La moyenne arithmétique utilisée permet l'évaluation d'une conductivité hydraulique globale pour une série de couches parallèles à l'orientation du flux hydraulique. Ainsi, l'ajustement effectué considère uniquement la composante horizontale du paramètre. L'augmentation du rabattement résultant d'une saignée supérieure pourrait avoir un impact plus grand sur les flux verticaux pour le cas poreux que pour le cas fracturé, ce qui pourrait expliquer l'écart observé entre les rabattements des deux modèles au chapitre 5 (voir figure 5.9). De plus, il est possible qu'une part de cette différence observée soit de nature numérique. Étant donné la différence importante entre le nombre d'éléments inclus dans chaque modèle, il est possible que le modèle poreux, comprenant moins d'éléments, soit moins précis.

L'analyse paramétrique réalisée montre que la porosité du milieu géologique a un impact limité sur les températures d'opérations du PACP alors qu'elle n'a pas d'impact sur le rabattement au puits. Sous l'influence d'une charge constante en climatisation, une diminution des températures en fonction de la porosité a été observée. Cette différence est vraisemblablement causée par l'augmentation de la conductivité thermique équivalente du milieu géologique. Il est important de noter que dans l'analyse présentée, la porosité était modifiée indépendamment de la conductivité hydraulique. Une augmentation du pourcentage de vide entre les éléments solides de la matrice géologique causerait typiquement une augmentation de la conductivité hydraulique du roc, ce qui n'a pas été considéré dans l'analyse.

Les simulations indiquent que la conductivité hydraulique du roc a un impact sur les températures d'opérations du PACP en régime transitoire, mais que celles-ci tendent rapidement à se stabiliser vers une valeur commune, peu importe la conductivité hydraulique considérée. Ainsi, en régime transitoire lors d'une injection thermique constante, plus la conductivité hydraulique du milieu sera faible, plus la température d'opération augmentera rapidement avant de converger vers sa

valeur stabilisée. Lorsqu'une saignée est appliquée au puits, la formation d'un cône de rabattement engendrera une décompression de l'aquifère, qui entraînera une venue d'eau à partir du milieu géologique. La décompression s'effectuera initialement à proximité du PACP en opération et progressera vers la limite de la zone de captage au fur et à mesure que le cône de rabattement se stabilisera. Ainsi, lorsque la conductivité hydraulique est plus faible, la progression de la zone de décompression s'effectue plus lentement à l'intérieur de la matrice géologique, ce qui fait en sorte que l'eau souterraine située à proximité du puits tend à être réchauffée avant de pénétrer au puits. C'est vraisemblablement ce phénomène qui illustre la différence des températures d'opération du PACP pour différentes valeurs de conductivité hydraulique en début de simulation. On pourrait d'ailleurs s'attendre à ce que les températures observées tendent à se stabiliser à partir du moment où le cône de rabattement cesse d'évoluer.

Des rabattements importants ont été relevés lors de l'opération des modèles avec des conductivités hydrauliques faibles, soit de plus de 32 m pour les deux modèles. Selon Orio et al. (2005), les systèmes implantés avec succès en Nouvelle-Angleterre opèrent généralement à un rabattement inférieur à 30 m, bien que certains systèmes aient été opérés à des rabattements atteignant 37 m. Dans les simulations réalisées, un rabattement supérieur à 30 m causerait une désaturation de la matrice rocheuse et une diminution de la pression interstitielle, ce qui favoriserait l'infiltration d'air dans la matrice géologique et une diminution des conductivités thermique et hydraulique. Il est à noter que l'ensemble de ces phénomènes ne sont pas pris en compte par le modèle. Ces rabattements importants permettent toutefois de croire que l'opération d'un PACP n'est pas recommandable dans un milieu où la conductivité hydraulique est trop faible. Ceci est d'ailleurs corroboré par Orio et al. (2005) qui indique que les régions géologiques où les PACPs ont été aménagés avec succès sont caractérisées par des conductivités hydrauliques de l'ordre de  $10^{-3}$  m/s à  $10^{-6}$  m/s.

La conductivité thermique du roc a un impact important sur les températures d'opération du PACP. Un puits aménagé au sein d'un milieu caractérisé par une conductivité thermique plus élevée sera plus efficace à échanger sa chaleur avec ce milieu. Le rabattement n'est évidemment pas affecté par la variation de la conductivité thermique.

Finalement, le modèle fracturé développé dans le cadre de ce projet considère une seule zone de fractures située dans la partie inférieure du puits. Toutefois, le roc est souvent traversé par

plusieurs zones situées à différentes profondeurs. On pourrait s'attendre à ce que la présence de fractures supplémentaires accentue l'écart de température observé entre le modèle poreux et le modèle fracturé.

## CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

L'objectif principal de ce mémoire était d'élaborer un modèle numérique permettant de décrire les comportements hydrauliques et thermiques d'un PACP en opération. Les objectifs spécifiques étaient :

1. dresser un portrait de l'ensemble des méthodes empiriques et données typiques concernant la conception d'un PACP;
2. développer un modèle numérique, basé sur l'hypothèse d'un écoulement en milieu poreux équivalent, simulant les comportements thermohydrauliques d'un PACP opérant en régime transitoire;
3. illustrer le comportement thermique et hydraulique d'un PACP pour diverses conditions d'opération;
4. évaluer l'impact de la présence d'une fracture sur le modèle.

Afin de répondre à ces objectifs, deux modèles numériques de PACPs ont été développés et validés dans le cadre de ce projet. Un premier modèle considérant un écoulement en milieu poreux équivalent et un second modèle comprenant une zone de fractures à même la matrice géologique. Chacun des modèles développés permet d'intégrer :

- géométrie 2D radiale ( $r, z$ ) axisymétrique;
- saignée variable en fonction de la température d'entrée d'eau;
- activation de la saignée à l'aide de la méthode d'insensibilité;
- variation de la température en surface en fonction du temps;
- chambre de sédimentation;
- prise en compte des effets axiaux en intégrant un volume de roc sous le puits;
- transfert de chaleur par diffusion-convection;
- COP variable en fonction de  $EWT$ ;
- écoulement en milieu saturé au sein d'un aquifère confiné;
- gradient géothermique.

D'après la littérature consultée, les modèles développés dans le cadre de ce projet sont les premiers à tenir compte à la fois d'un gradient géothermique, de la présence d'une chambre de sédimentation, des variations de température saisonnières en surface et des effets axiaux du PACP par l'intégration d'un volume de roc sous le puits. Les modèles développés dans le cadre de cette étude permettent ainsi d'illustrer l'impact d'un milieu géologique fracturé sur les performances du PACP.

Les simulations réalisées dans le cadre de cette étude ont permis de démontrer que la présence d'une seule zone de fractures peut avoir un effet bénéfique non négligeable sur les performances d'un PACP. Les modèles au milieu poreux équivalent et au milieu fracturé présentent des différences de températures particulièrement importantes lorsqu'ils sont opérés à une saignée de 10% à 20%, correspondant d'ailleurs aux pourcentages typiques d'opération de la saignée. Plusieurs paramètres caractérisant le milieu géologique influencent les performances du PACP en opération. Le paramètre ayant un impact important sur les températures du PACP est la conductivité thermique du milieu géologique alors que la conductivité hydraulique et la porosité ont moins un effet plus négligeable sur les résultats. Toutefois, la simulation à injection thermique constante a démontré que la conductivité hydraulique avait un léger impact lors de l'opération du système en régime transitoire alors que sur une plus longue période, les températures au PACP tendent à se stabiliser à une même température indépendamment de la conductivité hydraulique. Il est à noter que la conductivité hydraulique est le seul paramètre ayant un impact sur les rabattements au puits. Cet impact est toutefois majeur et il est donc recommandé d'effectuer une étude hydrogéologique afin de bien évaluer ce paramètre avant l'aménagement d'un PACP.

Plusieurs aspects liés à l'opération des PACPs restent à étudier. D'une part, il serait intéressant d'investiguer davantage l'effet du nombre de fractures à l'aide d'un modèle à double porosité. Ensuite, il aurait été souhaitable de comparer les données des modèles décrits dans la présente étude à celles relevées d'un PACP expérimental opéré sous différentes conditions. Idéalement, l'information recueillie lors de l'aménagement du puits expérimental comprendrait une description détaillée de la stratigraphie interceptée en cours de forage, une quantification et une interprétation des venues d'eau en fonction de la profondeur, une étude hydrogéologique permettant d'évaluer l'emmagasinement spécifique et la conductivité hydraulique *in situ* du milieu géologique et possiblement un relevé géophysique afin d'obtenir de l'information

concernant les zones de fractures. Le puits devrait être muni de sondes de température submersibles afin d'évaluer la température à différentes profondeurs en fonction du temps. Ce type d'information serait utile pour améliorer le réalisme du modèle numérique. Toutefois, étant donné les coûts importants associés à l'aménagement d'un PACP et à ce type de relevés, la comparaison entre les modèles développés et un puits d'essai n'a pas été possible dans le cadre du présent projet.

## RÉFÉRENCES

- Abu-Nada, E., Akash, B., Al-Hinti, I., Al-Sarkhi, A., Nijmeh, S., Ibrahim, A. et Shishanet, A. (2008). Modeling of a geothermal standing column well. *International Journal of Energy Research*, 32(4), 306-317.
- American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, Inc. (2009). Climatic Design Conditions Tables - Canada - Quebec. *ASHRAE Handbook - Fundamentals* (pp. 30-59). Consulté le 15 mars 2011, tiré de <http://www.knovel.com/knovel2/Toc.jsp?BookID=2554>
- Banks, D. (2008). Standing Column Wells. *An introduction to thermogeology : ground source heating and cooling*. (pp. 251-259). Oxford: Blackwell.
- Braud, H. J., Klimkowski et H., James, O. (1983). Earth-Source Heat Exchanger for Heat Pumps. *Transactions of the American Society of Agricultural Engineers*, 26(6), 1818-1822.
- Carrier Air Conditioning Company. (1965). *Handbook of air conditioning system design* (1<sup>er</sup> éd.). New-York : McGraw-Hill.
- Carslaw, H. S. et Jaeger, J. (1959). *Conduction of Heat in Solids* (2<sup>e</sup> éd.). Oxford : Clarendon Press.
- Coalition Canadienne de l'énergie géothermique. (2010). *État de l'industrie canadienne de la géothermie 2010 - Analyse du marché et enquête de l'industrie*, Consulté le 17 mai 2011, tiré de [http://www.geo-exchange.ca/fr/UserAttachments/article65\\_Industry%20Survey%202010\\_FINAL\\_F.pdf](http://www.geo-exchange.ca/fr/UserAttachments/article65_Industry%20Survey%202010_FINAL_F.pdf). CCEG
- Chapuis, R. (2007). *Guide des essais de pompage et leurs interprétations* (ISBN 978-2-550-50664-5). Québec: Service de l'aménagement et des eaux souterraines du ministère du Développement durable, de l'Environnement et des Parcs. Consulté le 15 février 2011, tiré de MDDEP [http://www.mddep.gouv.qc.ca/eau/souterraines/guide\\_pompage/index.htm](http://www.mddep.gouv.qc.ca/eau/souterraines/guide_pompage/index.htm).
- Chen, C., et Jiao, J. (1999). Numerical simulation of pumping tests in multilayer wells with non-Darcian flow in the wellbore. *Ground Water*, 37(3), 465-474.
- Collins, P. A., Orio, C.D. et Smiriglio, S. (2002). Geothermal Heat Pump Manual. (DDC002000146). Consulté le 2 mai 2011, tiré de City of New-York Department of Design and Construction <http://www.nyc.gov/html/ddc/downloads/pdf/geotherm.pdf>.
- COMSOL AB. (2011). *COMSOL Multiphysics. Version 3.5a*. [Logiciel]. Stockholm: Comsol AB.
- Darcy, H. (1856). *Les fontaines publiques de la ville de Dijon*. Paris : V. Dalmont.
- Deng, Z. (2004). *Modeling of standing column wells in ground source heat pump systems*. Thèse de doctorat, Oklahoma State University, Stillwater, U.S.A.
- Deng, Z., Rees, S. et Spitler, J. (2005). A Model for Annual Simulation of Standing Column Well Ground Heat Exchangers. *HVAC&R Research*, 11(4), 637-655.
- Domenico, P. et Schwartz, F. (1998). Heat Transport in Ground-Water Flow. *Physical and chemical hydrogeology* (2<sup>e</sup> éd., pp. 192-193). New-York : John Wiley & Sons, Inc.



- Gagnon, R. (2008). La géothermie sans puits et ses applications. *La maîtrise de l'énergie*, 23(1), 16-17.
- Hackett, G. et Lehr, J. (1985). *Iron Bacteria: Occurrence Problems and Control Methods in Water Wells* (1<sup>er</sup> éd.). Worthington : National Water Well Association.
- Incropera, F. P., DeWitt, D. P., Bergman, T. L. et Lavine, A. S. (2007a). Introduction,. *Fundamentals of heat and mass transfer* (6<sup>e</sup> éd., pp. 7-8). Los-Angeles: John Wiley.
- Incropera, F. P., DeWitt, D. P., Bergman, T. L. et Lavine, A. S. (2007b). Introduction to Conduction. *Fundamentals of heat and mass transfer* (6<sup>e</sup> éd., p. 74). Los-Angeles: John Wiley.
- Incropera, F. P., DeWitt, D. P., Bergman, T. L. et Lavine, A. S. (2007c). One-Dimensional, Steady-State Conduction. *Fundamentals of heat and mass transfer* (6<sup>e</sup> éd., p. 99). Los-Angeles: John Wiley.
- Incropera, F. P., DeWitt, D. P., Bergman, T. L. et Lavine, A. S. (2007d). Internal Flow. *Fundamentals of heat and mass transfer* (6<sup>e</sup> éd., p. 497). Los-Angeles: John Wiley.
- Ingersoll, L. Zobel, O. et Ingersoll, A. (1954). Heat conduction : with engineering, geological and other applications.
- Kavanaugh, S. et Rafferty, K. (1997). *Ground-Source Heat Pumps Design of Geothermal and Institutional Buildings* (1<sup>er</sup> éd.). Atlanta : ASHRAE.
- Lee, K. (2011). Modeling on the Performance of Standing Column Wells During Continuous Operation Under Regional Groundwater Flow. *International Journal of Green Energy*, 8(4), 474-485.
- Li, M. et al. (2007). Analysis of seepage flow in a confined aquifer with a standing column well. *Journal of Hydrodynamics*, 19(1), 84-91.
- Lunardini, V. J. (1981). Heat Transfer Without Phase Change. *Heat transfer in cold climates* (1<sup>er</sup> éd., pp. 318-323). New York : Van Nostrand Reinhold Co.
- Ministère du développement durable, de l'environnement et parcs. (2002). *La qualité de l'eau de mon puits*. Consulté le 27 avril 2011, tiré de <http://www.mddep.gouv.qc.ca/eau/potable/depliant/index.htm>.
- Ng, B., Underwood, C. et Walker, S. (2009). Numerical Modelling of Multiple Standing Column Wells for Heating and Cooling Buildings. *Eleventh International IBPSA Conference, Glasgow* (pp. 49-55). Newcastle, United Kingdom.
- Ni, L., Jiang, Y., Yao, Y. et Ma, Z. (2006). Groundwater heat pump with pumping and recharge in the same well. *Renewable Energy Ressources and a Greener Future* , 8(10-4), 1219-1224.
- Nouanegue, H., Peysson, P., Costes, B. et Bernier, M. (2009). Influence de la température ambiante et du flux géothermique sur le transfert thermique dans un puits géothermique vertical. *IXe Colloque inter-universitaire Franco-Québécois* (pp. 77-82).
- O'Neill, Z., Spitler, J. et Rees, S. (2006). Performance analysis of standing column well ground heat exchanger systems. *2006 Annual Meeting of the American Society of Heating*,

- Refrigerating and Air-Conditioning Engineers*, (112(2), pp. 633-643). Quebec, Canada : ASHRAE.
- Oliver, J. et Braud, H. (1981). Thermal Exchange to Earth with Concentric Well Pipes. *Transactions of the American Society of Agricultural Engineers*, 24(4), 906-916.
- Orio, C. (1994). Geothermal Heat Pumps and Standing Column Wells. *Transactions - Geothermal Ressources Council*, 18, 375-379.
- Orio, C., Johnson, C., Rees, S., Chiasson, A., Deng, Z. et Spitler, J. (2005). A Survey of Standing Column Well Installations in North America. *ASHRAE Transactions*, 111, 109-121.
- Orio, C., Johnson, C. et Poor, K. (2006). Geothermal Standing Column Wells: Ten Years in a New England. *ASHRAE Transactions*, 112, 57-64.
- Rafferty, K. (1999). Scaling considerations for geothermal heat pump systems. *Transactions - Geothermal Resources Council*, 23, 139-142.
- Rafferty, K. (2004). Water chemistry issues in geothermal heat pump systems. *2004 Winter Meeting - Technical and Symposium Papers, American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, Anaheim, U.S.A.* (Vol. 110, pp. 537-542). Atlanta : ASHRAE.
- Rees, S., Spitler, J., Deng, Z., Orio, C. et Johnson, C. (2004). A study of geothermal heat pump and standing column well performance. *2004 Winter Meeting - Technical and Symposium Papers, American Society of Heating, Refrigerating and Air-Conditioning Engineers, Anaheim, U.S.A.* (Vol. 109, pp. 1-10). Atlanta : ASHRAE.
- Rehau Inc. (2003). Tuyau industriel en PVC Schédule 40/80 PROLOC (MC) Caractérisé par une résistance à la corrosion et à la chaleur sans précédent. Consulté le 8 Novembre 2010, tiré de [http://na.rehau.com/files/Brochure\\_320702F\\_.pdf](http://na.rehau.com/files/Brochure_320702F_.pdf).
- Sachs, H. et Dinse, D. (2000). Geology and the ground heat exchanger: What engineers need to know. *ASHRAE Transactions*, 106, 421-433.
- Spitler, J., Rees, S., Deng, Z., Chiasson, A., Orio, C. et Johnson, C. (2002). *R&D Studies Applied to Standing Column Well Design* (ASHRAE 1119-RP). Stillwater, U.S.A. : Oklahoma State University.
- Titow, W. (1990). Some Material Properties of PVC Products and compounds, *PVC plastics : properties, processing, and applications* (1er éd., Annexe 1). London : Elsevier Applied Science.
- United States Environmental Protection Agency. (2011). *Geothermal Energy*. Consulté le 17 mai 2011, tiré de [http://www.epa.gov/ne/eco/energy/re\\_geothermal.html](http://www.epa.gov/ne/eco/energy/re_geothermal.html).
- Yavuzturk, C. et Chiasson, A. (2002). Performance analysis of U-tube, concentric tube, and standing column well ground heat exchangers using a system simulation approach. *ASHRAE Transactions*, 108, 925-938.
- Yuill, G. et Mikler, V. (1995). Analysis of the effect of induced groundwater flow on heat transfer from a vertical open-hole concentric-tube thermal well. *Proceedings of the 1995 ASHRAE Annual Meeting, Chicago, U.S.A.* (Vol. 101, pp. 173-185). Atlanta : ASHRAE.

## ANNEXE 1 – Interprétation des paramètres physico-chimiques de l'eau souterraine

Le tableau suivant, inspiré de Kavanaugh et Rafferty (1997), peut être utilisé comme guide permettant d'évaluer les problèmes opérationnels potentiels liés à chacun des paramètres physico-chimiques et indices présentés.

Tableau A.1: Paramètres physico-chimiques à évaluer et leur interprétation.

Paramètre	Valeurs typiques	Problème principal associé au paramètre	Implication	Implication/Commentaire
<b>pH</b>	6 - 8,5	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Accélère la corrosion de l'acier, particulièrement en présence d'oxygène</li> <li>- A un impact sur les concentrations en CO<sub>2</sub> et HCO<sub>3</sub></li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Minimiser l'utilisation de conduites de fer lorsque pH &lt; 7,0</li> <li>- Éviter l'utilisation de réservoirs ouverts lorsque pH &lt; 8,0</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- pH &lt; 7,0, eau acide - risque de corrosion</li> <li>- pH &gt; 7,0, eau basique - risque d'entartrage</li> <li>- Sert à évaluer les indices de stabilité et de saturation</li> </ul>
<b>Solides dissous totaux (TDS)</b>	200 - 1000 ppm	<ul style="list-style-type: none"> <li>- De fortes concentrations en TDS engendrent une conductivité électrique élevée et accélèrent la corrosion</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Lorsque TDS &gt; 500, procéder à l'analyse des principaux cations et anions</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Généralement TDS élevé suggère des coûts de maintenances supérieurs, TDS élevé peut être causé par différents ions et une analyse de ceux-ci permet est suggéré pour TDS &gt; 500 ppm afin d'évaluer le risque de corrosion et/ou d'entartrage du système</li> <li>- On note que plusieurs municipalités recommandent TDS &lt; 1000 ppm pour une eau potable</li> </ul>

## ANNEXE 1 (Suite)

Paramètre	Valeurs typiques	Problème principal associé au paramètre	Implication	Implication/ Commentaire
<b>Oxygène (O)</b>	< 2,0 ppm	-Accélère la corrosion du fer	---	---
<b>Fer (Fe<sup>2+</sup>, Fe<sup>3+</sup>)</b>	0 - 5 ppm	-Peut causer des taches aux composantes du système -Favorise le maintien de la bactérie du fer	-Déterminer le type de fer présent (Ferreux, Fe <sup>3+</sup> ou Ferrique Fe <sup>2+</sup> ) -Lorsque Fe <sup>2+</sup> > 0,2 ppm, que 6,0 < pH < 8,0, et que O <sub>2</sub> < 5 ppm valider la présence de bactérie du fer	-Le fer Ferrique combiné à l'oxygène tend à précipiter en fer ferreux, Il est particulièrement important de limiter les niveaux d'oxygène dissouts lorsque l'on travaille avec des concentrations importantes en fer, -Bactérie du fer oxyde le Fe <sup>2+</sup> et créent un mélange de biomasse et de Fe <sup>3+</sup> diminuant la conductivité hydraulique du milieu affecté
<b>Indice de stabilité de Ryznar (ISR)</b>	-	-Indice basé sur le degré de saturation de CaCO <sub>3</sub> dans l'eau -Indication relative du potentiel de corrosion ou d'entartrage	-Lorsque Index > 7,5, minimiser l'utilisation de conduites de fer - tendance à oxydation -Lorsque Index < 6,0, minimiser la vitesse d'entrée d'eau à la crépine (<0,15 pi/s) - Tendance à entartrage	---

**Note:** : Paramètres de laboratoire

## ANNEXE 1 (Suite)

Paramètre	Valeurs typiques	Problème principal associé au paramètre	Implication	Implication/ Commentaire
<b>Indice de saturation de Langelier (ISL)</b>	-	Indice basé sur le degré de saturation de $\text{CaCO}_3$ dans l'eau Indication relative du potentiel de corrosion ou d'entartrage	-Lorsque Index $< -0,5$ , minimiser l'utilisation de conduites de fer -Lorsque Index $> 0,5$ , minimiser la vitesse d'entrée d'eau à la crépine ( $< 0,15$ pi/s)	-Idéalement =0
<b>Chlorure (Cl)</b>	6 - 20 ppm	-Accélère la corrosion de l'acier, des concentrations élevées favorisent la piquûre de l'acier inoxydable	-Acier inoxydable de type 304 pour $[\text{Cl}] < 140$ ppm (à $32^\circ\text{C}$ ) -Acier inoxydable de type 316 pour $[\text{Cl}] < 400$ ppm (à $32^\circ\text{C}$ ) -Éviter l'utilisation d'acier en carbone pour $[\text{Cl}] > 100$ ppm, $[\text{O}_2] > 1$ ppm, $\text{pH} < 8,0$	-À considérer pour le choix d'échangeur à plaque
<b>Bicarbonate (<math>\text{HCO}_3</math>)</b>	Variable	-Étroitement lié au pH et à $[\text{CO}_2]$ dissout et donc à l'entartrage	-Lorsque $\text{HCO}_3 > 100$ ppm et $\text{pH} < 8,0$ maintenir le système pressurisé afin de conserver le $\text{CO}_2$ en solution, Éviter les réservoirs ouverts	---

**Note:** : Paramètres de laboratoire

## ANNEXE 1 (Suite)

Paramètre	Valeurs typiques	Problème principal associé au paramètre	Implication	Implication/Commentaire
<b>Dioxyde de carbone (CO<sub>2</sub>)</b>	< 50 ppm	-Dépend de la pression dans le système -Étroitement lié à l'entartrage; le CO <sub>2</sub> dissout contrôle le pH et le HCO <sub>3</sub>	-Lorsque HCO <sub>3</sub> > 100 ppm et pH < 8,0 maintenir le système pressurisé afin de conserver le CO <sub>2</sub> en solution, Éviter les réservoirs ouverts, -Sous l'influence d'une chute de pression, le CO <sub>2</sub> dissout tend à diminuer, ce qui diminue la solubilité du CO <sub>3</sub> et favorise l'entartrage	---
<b>Sulfure d'hydrogène (H<sub>2</sub>S)</b>	< 0,5 ppm	-Cause la dégradation d'alliages à base de cuivre-nickel	-Lorsque H <sub>2</sub> S > 0,2 ppm, éviter l'utilisation de cuivre et d'alliages à base de cuivre-nickel pour les conduites -Alliages de cuivre coulé sont acceptés (bronze, alliage cuivre-zinc)	---
<b>Alcalinité totale</b>	< 2,0 ppm	-Accélère la corrosion du fer	---	-Sert à évaluer les indices de stabilité et de saturation
<b>Dureté calcique (en CaCO<sub>3</sub>)</b>	< 2,0 ppm	-Accélère la corrosion du fer	---	-Sert à évaluer les indices de stabilité et de saturation

**Note:** : Paramètres de laboratoire

## ANNEXE 2 – Vitesses verticales à l'intérieur du PACP en fonction de la profondeur pour saignée de 0% et 100%

Le tableau suivant, présente les vitesses verticales moyennes du fluide ascendant et descendant au PACP pour des conditions de saignée de 0 % et 100 %. Ces vitesses ont été évaluées par intégration numérique de  $v(r) \cdot dr$  de  $r=0$  m à  $r=r_i$ , soit entre le centre du puits et la paroi interne de la conduite de refoulement, puis de  $r=r_o$  à  $r=r_b$ , correspondant à la distance entre la limite externe de la conduite et la limite du forage.

Tableau A.2: Vitesses verticales ascendante et descendante en fonction de la profondeur pour des saignées de 0 % et 100 %.

Profondeur z (m)	Vitesse verticale ascendante		Vitesse verticale descendante	
	B=0%	B=100%	B=0%	B=100%
0	0,7765	0,7765	0,7966	0,0000
-5	0,7765	0,7765	0,7963	0,0128
-10	0,7764	0,7765	0,7960	0,0257
-15	0,7764	0,7764	0,7956	0,0385
-20	0,7763	0,7764	0,7953	0,0514
-25	0,7763	0,7763	0,7951	0,0642
-30	0,7763	0,7763	0,7948	0,0771
-35	0,7762	0,7763	0,7946	0,0899
-40	0,7761	0,7762	0,7943	0,1028
-45	0,7761	0,7762	0,7941	0,1156
-50	0,7760	0,7761	0,7938	0,1285
-55	0,7759	0,7761	0,7936	0,1413
-60	0,7759	0,7761	0,7934	0,1542
-65	0,7758	0,7760	0,7931	0,1670
-70	0,7758	0,7760	0,7930	0,1799
-75	0,7757	0,7759	0,7928	0,1928
-80	0,7757	0,7759	0,7927	0,2057
-85	0,7757	0,7759	0,7926	0,2186
-90	0,7756	0,7759	0,7924	0,2315
-95	0,7756	0,7758	0,7923	0,2444
-100	0,7755	0,7758	0,7921	0,2572

## ANNEXE 2 (Suite)

Profondeur z (m)	Vitesse verticale ascendante		Vitesse verticale descendante	
	B=0%	B=100%	B=0%	B=100%
-105	0,7755	0,7757	0,7920	0,2701
-110	0,7754	0,7757	0,7919	0,2830
-115	0,7754	0,7756	0,7918	0,2959
-120	0,7753	0,7756	0,7916	0,3088
-125	0,7753	0,7756	0,7916	0,3217
-130	0,7753	0,7756	0,7915	0,3346
-135	0,7753	0,7756	0,7914	0,3475
-140	0,7753	0,7755	0,7914	0,3604
-145	0,7753	0,7755	0,7913	0,3733
-150	0,7752	0,7755	0,7912	0,3862
-155	0,7752	0,7755	0,7913	0,3992
-160	0,7752	0,7755	0,7912	0,4121
-165	0,7752	0,7755	0,7913	0,4251
-170	0,7752	0,7754	0,7913	0,4381
-175	0,7751	0,7754	0,7914	0,4511
-180	0,7751	0,7753	0,7914	0,4641
-185	0,7751	0,7753	0,7915	0,4770
-190	0,7751	0,7753	0,7915	0,4900
-195	0,7751	0,7753	0,7915	0,5029
-200	0,7751	0,7754	0,7916	0,5159
-205	0,7751	0,7754	0,7916	0,5288
-210	0,7751	0,7754	0,7916	0,5417
-215	0,7751	0,7754	0,7917	0,5547
-220	0,7750	0,7753	0,7919	0,5678
-225	0,7750	0,7753	0,7920	0,5808
-230	0,7750	0,7753	0,7921	0,5938
-235	0,7751	0,7754	0,7923	0,6069
-240	0,7752	0,7755	0,7924	0,6199
-245	0,7752	0,7754	0,7925	0,6329
-250	0,7752	0,7754	0,7927	0,6460
-255	0,7752	0,7754	0,7928	0,6590
-260	0,7752	0,7754	0,7930	0,6721
-265	0,7752	0,7754	0,7932	0,6852
-270	0,7752	0,7754	0,7934	0,6983
-275	0,7751	0,7754	0,7937	0,7115
-280	0,7751	0,7754	0,7939	0,7246



## ANNEXE 2 (Suite)

Profondeur z (m)	Vitesse verticale ascendante		Vitesse verticale descendante	
	B=0%	B=100%	B=0%	B=100%
-285	0,7752	0,7754	0,7941	0,7379
-290	0,7752	0,7754	0,7944	0,7512
-295	0,7752	0,7754	0,7946	0,7648
-297,5	0,7752	0,7754	0,7947	0,7717
-299,5	0,7752	0,7754	0,7949	0,7774
-299,6	0,7752	0,7754	0,7949	0,7777
-299,7	0,7752	0,7754	0,7949	0,7780
-299,8	0,7752	0,7754	0,7949	0,7783
-299,9	0,7751	0,7754	0,7949	0,7785
-299,91	0,7750	0,7753	0,7949	0,7786
-299,92	0,7748	0,7751	0,7949	0,7786
-299,93	0,7745	0,7748	0,7949	0,7786
-299,94	0,7735	0,7738	0,7949	0,7787
-299,95	0,7726	0,7729	0,7949	0,7787
-299,96	0,7679	0,7682	0,7949	0,7788
-299,97	0,7617	0,7621	0,7949	0,7788
-299,98	0,7461	0,7466	0,7958	0,7797
-299,99	0,7175	0,7182	0,7997	0,7835
-300	0,5715	0,5733	0,5990	0,5857

## ANNEXE 3 – Influence de l'éloignement de la limite de la zone de captage du PACP

Les figures suivantes présentent la température d'opération (EWT) ainsi que le rabattement au puits en fonction du temps pour une simulation réalisée à un débit de 0,0038 m<sup>3</sup>/s (60 gpm), une injection thermique constante de 70 kW, une saignée de 30% pendant une période de trois jours.

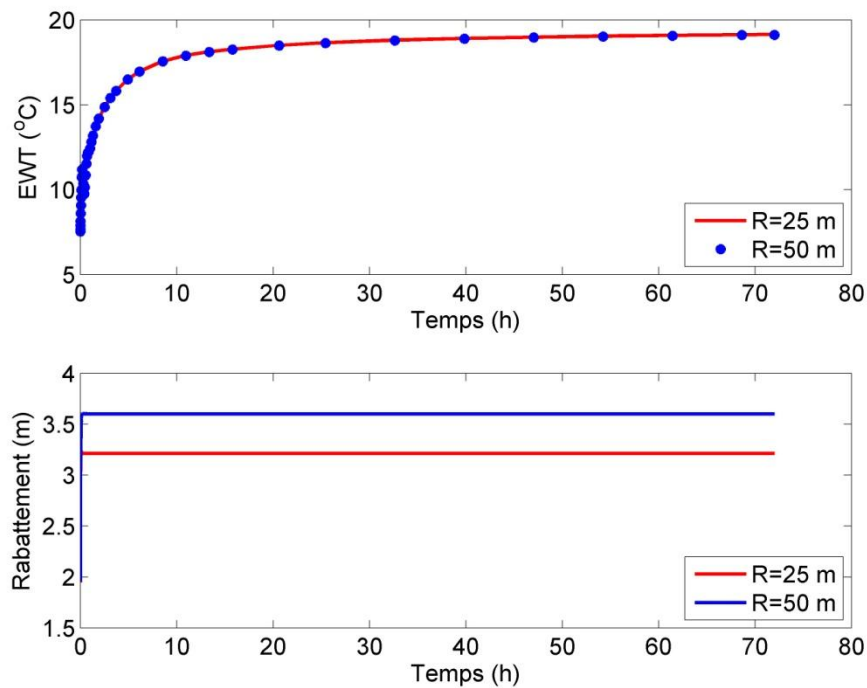


Figure A1 : Température de l'eau sortant du PACP et rabattement correspondant en fonction du temps pour le modèle poreux pour une limite de la zone de captage du PACP de 25 m et 50 m.

**ANNEXE 3 (Suite)**

La figure suivante présente la charge hydraulique en fonction de la distance radiale en régime hydraulique permanent pour les mêmes conditions d'opération notées ci-haut.

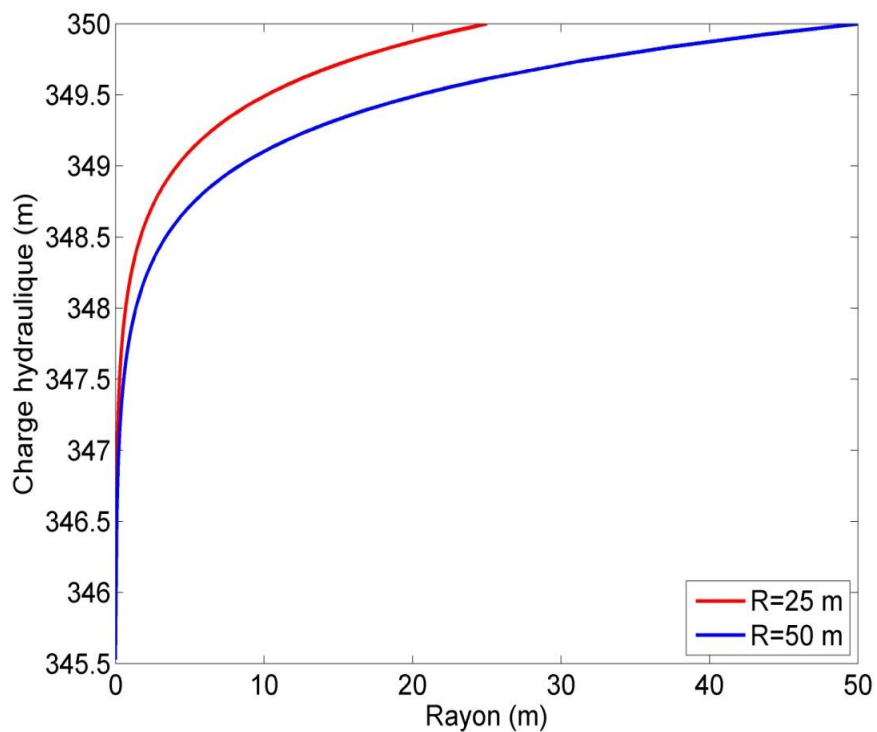


Figure A2 : Charge hydraulique en fonction de la distance radiale au centre du PACP pour le modèle poreux pour une limite de la zone de captage du PACP de 25 m et 50 m.